



저작자표시 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.
- 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#) 

工學博士 學位論文

陸上에서 製作되는 大型 海洋 構造物의
Pre-Service 解析 및 設計에 대한 研究

A Study on Pre-Service Engineering for Large Offshore
Structure to be Built on Ground



2014年 2月

韓國海洋大學校 大學院

造船海洋시스템工學科

李 相 吉

本 論 文 을 李 相 吉 의 工 學 博 士 學 位 論 文 으 로 認 准 함

委員長 박 주 용 (印)

委 員 조 효 제 (印)

委 員 박 명 규 (印)

委 員 구 자 삼 (印)

委 員 윤 중 성 (印)

2014年 2月

韓國海洋大學校 大學院

工學博士 學位論文

陸上에서 製作되는 大型 海洋 構造物의
Pre-Service 解析 및 設計에 대한 研究

A Study on Pre-Service Engineering for Large Offshore
Structure to be Built on Ground



2014年 2月

韓國海洋大學校 大學院

造船海洋시스템工學科

李 相 吉

목 차

List of Tables	iv
List of Figures	ix
Abstract	xiii
 제 1 장 서 론	 1
1.1 연구배경	1
1.2 GK-FPS 육상제작	2
1.3 기존연구	6
1.3.1 수퍼리프팅 방법	6
1.3.2 선적방법	14
1.4 연구방향	19
1.4.1 기존방법과의 차이점	19
1.4.2 단순화된 캐헤드의 힌지 설계기법 개발	21
1.4.3 선적공법 개발	22
 제 2 장 대형해양구조물 육상제작 기법	 24
2.1 상부구조물 수퍼리프팅을 위한 구조물	24
2.2 수퍼리프팅 설계 기법	27
2.3 대형해양구조물 선적을 위한 구조물	39
2.4 선적설계 기법	43
 제 3 장 인장력을 받는 힌지에 대한 연구	 52
3.1 캐헤드의 인장판	52
3.2 인장판의 설계 기법	53
3.3 인장판 해석방법 수립	90

제 4 장 압축력을 받는 힌지에 대한 연구	93
4.1 KEB	93
4.1.1 KEB 설치위치	93
4.1.2 KEB의 형상	94
4.1.3 KEB의 설계 개념	95
4.2 KEB의 설계기법	95
4.2.1 KEB의 설계순서	95
4.2.2 KEB의 두께 결정	97
4.3 KEB의 설계	103
 제 5 장 선적방법에 대한 연구	 107
5.1 Strand Jack을 사용하는 선적방법	107
5.2 기존 선적방법과 직접연결방법의 설계개념	108
5.3 기존 선적방법과 직접연결방법의 장단점	110
5.4 기존 선적방법을 위한 선적 구조물설계	114
5.5 직접연결방법을 위한 선적 구조물설계	119
5.6 직접연결공법 적용	138
 제 6 장 결론	 140
 감사의 글	 143
 참고문헌	 144
 부록 A Dynamic Characteristics of Superlifting Structure	 146
부록 B Flow Chart for Wind Spectral Analysis	155
부록 C Collapse Analysis for Jacking Leg	156

부록 D Overhang Length Check	162
부록 E Mooring Arrangement for GK-FPS	170
부록 F Preload Test Analysis	174
부록 G Twist Analysis	178
부록 H GK-FPS Picture	182



List of Tables

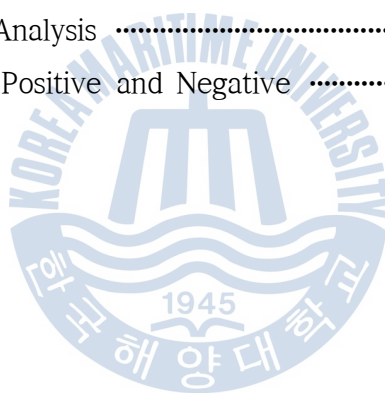
Table 1 Characteristics of GK-FPS	2
Table 2 Scale of On-Ground Build for GK-FPS	4
Table 3 Superlifting Method for On-Ground Build	4
Table 4 Superlifting Method for On-Ground Build (Continue)	5
Table 5 History of Superlifting Method	6
Table 6 Size and Weight for Span Truss (1set)	8
Table 7 Scale for On-Ground Build of RBS-8M	11
Table 8 Scale for On-Ground Build of Nakika	13
Table 9 Scale for On-Ground Build of Nakika	15
Table 10 Scale for On-Ground Build of Amenam	16
Table 11 Selection of Basic Load	28
Table 12 Type Section of Superlifting Structure for Topside Type	29
Table 13 Dynamic Effect Force	30
Table 14 Effect of Any Other Consideration	31
Table 15 Basic Load and Resistance Criteria	33
Table 16 Purpose of Load Combination	34
Table 17 Analysis Method of Each Items	35
Table 18 Connection for Quay and Vessel	45
Table 19 Hydraulic jack Grouping and Arrangement	46
Table 20 Basic Design Load Combination for Hull Analysis	47
Table 21 Basic Load Case for Strand Jack Mount and Fixed Anchor Design ..	49
Table 22 Basic Load Case for Skid Shoe Design	49
Table 23 Basic Load Case for Skidbeam and Grillage Design	49
Table 24 Load Combination for Loadout Structure	50
Table 25 Analysis Solution of Tension Plate	54

Table 26 Design Load of Cathode	54
Table 27 Unity Check of Hand Calculation	57
Table 28 Unity Check of SACS Analysis	58
Table 29 Von-Mises Stress (Elastic Analysis – Shell Element)	60
Table 30 Von-Mises Stress (Elastic Analysis – Solid Element)	61
Table 31 Deformation (Elastic Analysis – Shell/Solid Element)	62
Table 32 Summary of Von-Mises Stress for Elastic Analysis	63
Table 33 Summary of Displacement for Elastic Analysis	64
Table 34 Unity Check of Elastic Analysis	64
Table 35 Load Step for Shell Element	65
Table 36 Load Step for Solid Element	66
Table 37 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 9-Shell)	67
Table 38 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 9-Solid)	68
Table 39 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 10-Shell)	69
Table 40 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 10-Solid)	70
Table 41 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 11-Shell)	71
Table 42 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 11-Solid)	72
Table 43 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 9-Shell)	73
Table 44 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 9-Solid)	74
Table 45 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 10-Shell)	75
Table 46 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 10-Solid)	76
Table 47 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 11-Shell)	77
Table 48 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 11-Solid)	78
Table 49 Summary of Von-Mises Stress for Nonlinear Analysis	79
Table 50 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Last Step-Shell)	83
Table 51 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Last Step-Solid)	84
Table 52 Unity Check of Non-linear Analysis	85
Table 53 Von-Mises Stress for Composite FE Model	87

Table 54 Deformation for Composite FE Model	88
Table 55 Summary of Von-Mises Stress for CASE-C3	89
Table 56 Unity Check of Linear Analysis for CASE-C3	89
Table 57 Summary of Unity Check	90
Table 58 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.95*\sigma_y$	98
Table 59 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.90*\sigma_y$	99
Table 60 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.80*\sigma_y$	100
Table 61 Reaction and Displacement	104
Table 62 Unity Check of Hand Calculation	106
Table 63 Comparison of Loadout Structure Between Original and Direct Connection Method	113
Table 64 Applied Design Load of Fender (Operation Condition)	115
Table 65 Applied Design Load of Fender (Accidental Condition)	115
Table 66 Applied Load of Each Type	117
Table 67 Result of UC	117
Table 68 Applied Design Load of Outrigger Structure	120
Table 69 Boundary Condition for Outrigger Design	120
Table 70 Applied Load of Step 1	122
Table 71 Applied Load of Step 2 & 3	122
Table 72 Von-Mises Stress of Step 1	123
Table 73 Von-Mises Stress of Step 2	123
Table 74 Von-Mises Stress of Step 3	124
Table 75 Deformation	126
Table 76 Summary of Von-Misses Stress	127
Table 77 Summary of Deformation	127

Table 78 Design Load Calculation for Skidbeam Stability Check	129
Table 79 Basic Load Case	130
Table 80 Load Combination	130
Table 81 Displacement of Each Load Case	132
Table 82 UC Check of Each Load Case	132
Table 83 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC101)	133
Table 84 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC102)	133
Table 85 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC201)	134
Table 86 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC202)	134
Table 87 Maximum Reaction of Skidbeam Connection Type	135
Table 88 Maximum Internal Load of Skidbeam for Loadout	135
Table 89 Result of Skidbeam connection check	136
Table 90 Comparison of Loadout Structure Weight between Original and Direct Connection Method	138
Table A1 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 1~27)	146
Table A2 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 28~70)	147
Table A3 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 71~100)	148
Table A4 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 1~10)	149
Table A5 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 15~40)	150
Table A6 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 50~100)	151
Table A7 Mass Participation Factor (Mode 1~42)	152
Table A8 Mass Participation Factor (Mode 43~87)	153
Table A9 Mass Participation Factor (Mode 88~100)	154
Table A10 Cumulative Weight to 100 mode from 1 mode	154
Table B1 Flow Chart for Wind Spectral Analysis	155
Table C1 Applied Force and Type of Jacking Leg	158
Table C2 Loading Step for Collapse Analysis	158
Table C3 Plot of Plasticity for Type A	159

Table C4 Plot of Plasticity for Type A(Continue)	160
Table C5 Graph of Von-Mises Stress	161
Table D1 Analysis Case with respect to Overhang Length	163
Table D2 Configuration of Case for Overhang	164
Table D3 Von-Mises Stress of Case 1	165
Table D4 Von-Mises Stress of Case 2	167
Table D5 Von-Mises Stress of Case 3	167
Table D6 Von-Mises Stress of Case 4	168
Table D7 Summary of Von-Mises Stress	169
Table F1 UC Value With Respect To Preload Test	176
Table F2 Step of Analysis for Preload Test	176
Table F3 Comparison of Preload test and Actual applied load	177
Table G1 Step of Twist Analysis	180
Table G2 Twist Limit of Positive and Negative	180



List of Figures

Fig. 1 GK-FPS	3
Fig. 2 GM4000 on Ground Build (April 2010)	7
Fig. 3 View of Kwang Ahn Bridges	8
Fig. 4 Installation Sequence and Actual Picture for Truss Bridge	9
Fig. 5 Superlifting Operation (RBS-8M-1999)	10
Fig. 6 Side Skidding Operation (RBS-8M-1999)	11
Fig. 7 Superlifting Operation (Nakika-2002)	12
Fig. 8 Side Skidding Operation (Nakika-2002)	13
Fig. 9 Various Project for Loadout	14
Fig. 10 Loadout Operation for Nakika Project	15
Fig. 11 Yard Layout and Loadout Operation	16
Fig. 12 Loadout to Floating Dock (Sungdong Shipbuilding)	17
Fig. 13 Loadout Sequence of Onshore Dry Ship	18
Fig. 14 Loadout from floating System	18
Fig. 15 Comparison for Scale of GK-FPS with Other Cases	19
Fig. 16 Original Cathead and Simplified Cathead	20
Fig. 17 Original Jacking Leg and Modified Jacking Leg	20
Fig. 18 Tension Plate and KEB	21
Fig. 19 General Loadout Scheme	23
Fig. 20 Directly Connected Skidbeam Scheme for Loadout	23
Fig. 21 Superlifting Structure	25
Fig. 22 Basic Concept of Superlifting Structure	26
Fig. 23 Flow Chart for Design Load Selection	27
Fig. 24 Type of Topside	29
Fig. 25 Additional Moment of Jacking Leg and Lifting Tower	30

Fig. 26 Global Settlement	31
Fig. 27 Location of KEB and Tension Plate	32
Fig. 28 Pile Foundation Arrangement	36
Fig. 29 Loadout Structure Arrangement	41
Fig. 30 Detail of Loadout Structure	41
Fig. 31 Loadout Concept of Direct Connection	42
Fig. 32 Flow Chart for Design Load Selection	43
Fig. 33 Location of Bulkhead and Skid Shoe	44
Fig. 34 Type of Connection for Quay and Vessel	45
Fig. 35 Raw Curvature extracted from FEM Result	47
Fig. 36 Hull Structure Analysis Flow for Loadout	48
Fig. 37 Pile Foundation for Loadout	51
Fig. 38 Location of Cathead	52
Fig. 39 Cathead and Tension Plate	53
Fig. 40 UC Result of SACS Analysis	58
Fig. 41 Boundary Condition for Case C-1 (Shell Type)	59
Fig. 42 Boundary Condition for Case C-2 (Solid Type)	59
Fig. 43 Relation of Stress and Plastic Strain for Non-linear Analysis	65
Fig. 44 Maximum Von-Mises Stress at Tension Plate (Shell Model)	80
Fig. 45 Maximum Von-Mises Stress at Tension Plate (Solid Model)	81
Fig. 46 Maximum Plastic Strain at Tension Plate	85
Fig. 47 Brace Cut of Lifting Tower	86
Fig. 48 Comparison of UC Value	91
Fig. 49 Plastic Strain Curve	91
Fig. 50 Cathead after Superlifting	92
Fig. 51 Tension Plate after Superlifting	92
Fig. 52 Location of KEB	93
Fig. 53 KEB at Bottom of Jacking Leg	94

Fig. 54 Flow Chart for KEB Design	96
Fig. 55 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.95^* \sigma_y$	98
Fig. 56 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.90^* \sigma_y$	99
Fig. 57 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.80^* \sigma_y$	100
Fig. 58 Contract Area vs. Minimum Stress	101
Fig. 59 Contract Area vs. Shift of Working Point	102
Fig. 60 KEB Location of Jacking Leg	103
Fig. 61 Boundary Condition for KEB of Jacking Leg	104
Fig. 62 Link Beam Connection	107
Fig. 63 Direct Connection	107
Fig. 64 Force Flow of Original Method	108
Fig. 65 Force Flow of Developed Method	109
Fig. 66 Deviation of Elevation (Original Method)	110
Fig. 67 Deviation of Elevation (Developed Method)	111
Fig. 68 Link Beam Connection (Original Method)	112
Fig. 69 Direct Connection (Developed Method)	112
Fig. 70 Fender Layout and Detail	114
Fig. 71 Fender SACS Model	116
Fig. 72 Joint ID	116
Fig. 73 Type of Applied Load	116
Fig. 74 Result of UC at SACS	117
Fig. 75 Quay Plan and Pile Arrangement	118
Fig. 76 Configuration of Outrigger Structure on Vessel	119
Fig. 77 Boundary Condition for Outrigger Design	121
Fig. 78 Applied Load & Step1, 2, 3	121
Fig. 79 Skidbeam Arrangement with Concrete Weight	128
Fig. 80 Configuration of Concrete Mat	129
Fig. 81 Applied Load Point Considering Eccentricity	130

Fig. 82 SACS Model for Check of Skidbeam Stability	131
Fig. 83 Concrete Mat for Loadout	131
Fig. 84 Skidbeam Types on Ground for Loadout	133
Fig. 85 Boundary Condition for Skidbeam Stability Check	134
Fig. 86 Tension Check of Type A	136
Fig. 87 Tension Check of Type B	136
Fig. 88 Original Method for Overhang Connection	139
Fig. 89 Direct Connection Method for Overhang Connection	139
Fig. A1 Mass Participation Factor	154
Fig. C1 ID and Section Type of Jacking Leg	157
Fig. D1 Length of Overhang	162
Fig. D2 Von-Mises Stress Comparison of Overhang Length	169
Fig. E1 Mooring Arrangement during Loadout	170
Fig. E2 Mooring Arrangement after Loadout	171
Fig. E3 Mooring Arrangement after Loadout – Spacer Barge Insertion	172
Fig. E4 Mooring Arrangement after Loadout – BT Insertion	173
Fig. F1 South Module of Topside	174
Fig. F2 Case of Preload Test for Superlifting Structure	175
Fig. G1 Twist Analysis	178
Fig. G2 Positive Twist	179
Fig. G3 Negative Twist	179
Fig. G4 Configuration of Twist	179
Fig. G5 Twist with respect to Superlifting Height	181
Fig. G6 Jack Ratio with respect to Superlifting Height	181

Study on Pre-Service Engineering for Large Offshore Structure to be built on Ground

Lee, Sang Gil

Department of Naval Architecture and Ocean Systems Engineering

Graduate Ph. D of Korea Maritime and Ocean University

Abstract

The demand of floating type offshore structures has been being increased since the last several decades in offshore construction field. Generally, the fabrication and assembly of floating offshore structures have been carried out in the dry dock of the shipyard by stacking unit blocks sequentially from lower to upper levels. However the use of dry dock facilities has great dependency on deck schedule and tight fabrication process of yard. So it is difficult to incorporate any design change or modification required by client.

For that reason, the on-ground fabrication methodology was used for several offshore floating structures to reduce total construction schedule and have flexibility in fabrication phase since hull and topside part can be fabricated at the same time. As of now the on-ground built is not an option for construction of large offshore floating structure. Nonetheless, the guide lines for on-ground fabrication methodology have not been established.

Therefore this paper discusses the optimum design, structural validation and practical operation method for Superlifting system and Loadout System based on successfully performed GK-FPS (41,060mt dry weight GUMUSUT KAKAP

KEY WORDS: Superlifting 인양; Loadout 선적; On ground built 육상제작; Offshore Structure 해양구조물, Pre-Service Engineering 운영 전 해석

Semi FPS) project in April 2012 and April 2013 respectively.

The major characteristics of Superlifting technology, which depend on configuration of the object to be lifted, were its heavy weight(22,531mt), high lifting height(45.5m) and big size(90m*90m) based on GK-FPS project. So special consideration should be required for safe Superlifting operation since its scale is remarkable compared with previous cases of other offshore structures.

The Superlifting technology is very comprehensive, challenging and perilous work. for that reason, the first, the ground foundation should be verified and monitored during Superlifting operation as well as its settlement should be considered for structural integrity check of Superlifting Structure. The second, a lot of hinge connections such as knife edge bearing (KEB) and tension plate should be inevitable for optimum design even though these designs are very complicated and have inherent risk. The third, pre-load test for structural validation of Superlifting structure should be done by using topside weight, which is required to check the topside integrity. The last, the topside modules should have enough strength to have the practicable twist value during going up to target lifting height since the lifting point might be controlled by strand jacks independently.

Loadout operation looks like easier work compared with Superlifting operation. but it is misjudgment in case of skidding heavy weight structure. For the effective Loadout operation, the concept design should be preceded with regard to the pulling force flow considering the stability of quay and capacity of vessel.

Generally, the fixed anchor is located on the vessel and specified fenders is between vessel and quay to transfer pulling force to quay, which sometimes causes many reinforcement of quay and vessel for skidding heavy structure. In order to solve this problem, the new concept was developed and presented

KEY WORDS: Superlifting 인양; Loadout 선적; On ground built 육상제작; Offshore Structure 해양구조물, Pre-Service Engineering 운영 전 해석

based on viewpoints of costwise in this paper, which is named as “Direct Connection Method” since pulling force flows only skidbeam connection to offset pulling force by itself.

Foresaid developed methodologies for Superlifting and Loadout operation have been verified through successfully accomplished GK-FPS project done at MMHE (Malaysia Marine and Heavy Engineering) yard, which broke the world record.

Therefore, this paper describes the developed effective method and enhanced engineering technology for Superlifting and Loadout Operation to be going to be guidelines of efficient on-ground fabrication of heavy structure in offshore field for the future application.



KEY WORDS: Superlifting 인양; Loadout 선적; On ground built 육상제작; Offshore Structure 해양구조물, Pre-Service Engineering 운영 전 해석

제 1 장 서 론

1.1 연구배경

대형 부유식 해양구조물이나 선박은 건선거(Dry Dock) 안에서 건조하는 것이 큰 하중과 높은 인양고를 해결할 수 있어 일반적인 방법으로 사용되고 있다. 하지만 건선거를 이용하는 경우 하부구조물로부터 상부구조물까지 순차적으로 조립제작 하거나 상부구조물과 하부구조물을 별개로 제작하여 바지선에 선적 후 해상에서 상하부구조물을 조립하는 등의 해상총조립공법을 채택하고 있다. 이러한 순차적 제작공법의 경우 모듈(Module)에 따라 단계적으로 제작하는 장점을 가지고 있지만 절대공기의 증가와 조선소의 건선거 사용기간 증가로 인해 전체적인 물류흐름을 방해함으로써 공사일정 및 비용관리에 어려움이 있으며 건선거 건설을 위한 초기의 투자비가 크다는 단점을 가지고 있다.

이러한 일반적인 부유식 해양구조물 제작공법의 단점과 다량의 수주로 인한 조선소의 건선거 확보 어려움을 극복하고 시추선의 짧은 인도일정을 맞추기 위해 육상총조립공법이 개발되었으며, 현재는 대형 부유식 해양구조물이나 선박을 육상에서 제작하는 경우가 점차 증가되고 있는 추세이다.

따라서 이제는 육상건조가 부족한 건선거에 의해 선택되는 건조방법이 아니라 하나의 대형 부유식 해양구조물이나 선박의 건조방법으로 정착되고 있으며, 건선거를 확보하지 못한 대형토목회사들도 점차 해양구조물 쪽으로 시장을 확장하고 있으므로 초기 투자비가 적은 육상총조립공법의 적용은 증가될 것으로 예상된다.

부유식 해양구조물의 육상총조립공법은 크게 상부구조(Topside)를 인양하는 작업(Superlifting Operation), 하부구조를 상부구조 밑으로 수평이동 작업(Side Skidding Operation), 상부구조와 하부구조의 조립작업(Mating Operation), 마지막

으로 육상에서 조립이 완료된 해양구조물을 운송선에 선적하는 작업(Loadout Operation)으로 이루어져있다.

하지만 아직까지는 국내외 설계 시방서/기준서에서는 제작완료 된 해양구조물의 선적방법 만을 자세히 언급하고 있을 뿐 상부구조물의 인양작업에서부터 상부구조와 하부구조의 최종조립에 대한 설계기준은 국내외 어느 시방서/기준서에서도 구체적으로 명시하지 않아 설계기준 및 작업 기준을 설계자가 직접 결정하여야 하는 어려움이 따르는 것이 현 실정이다.

따라서 본 논문에서는 더 무겁고 더 커질 부유식 해양구조물에 대한 육상제작의 안전/안정성을 확보하기 위하여 인양/선적 구조형식 및 해석기법을 제안하며, 정립되어있지 않는 설계기준 확립에 기초가 되는 것이 주목적이다. 또한 반잠수식추선인 GK-FPS(GUMUSUT/KAKAP Semi FPS)의 성공적인 육상건조 결과를 기준으로 본 논문에서 개발 및 제시하는 구조형식과 해석기법을 검증할 것이다.

1.2 GK-FPS 육상제작

GK-FPS 프로젝트는 말레이시아 MMHE(Malaysia Marine Heavy Engineering)에서 수행되었다. 이는 말레이시아에서 처음으로 제작/조립되는 반잠수식추선이며 주요특징은 Table 1과 같다.

Table 1 Characteristics of GK-FPS

Items	Description
Location	Offshore Borneo NW of Sabah Malaysia
Water Depth / Design Life	1,200m / 30years
Oil / Water Production Capacity	150,000BPD / 90,000BPD
Gas / Water Flood Capacity	300mmscfd / 225,000BPD

GK-FPS는 Fig. 1에 나타난 개략도와 같이 수심 1.2km인 해상에서 석유시추를 위한 반잠수식 구조물이다.

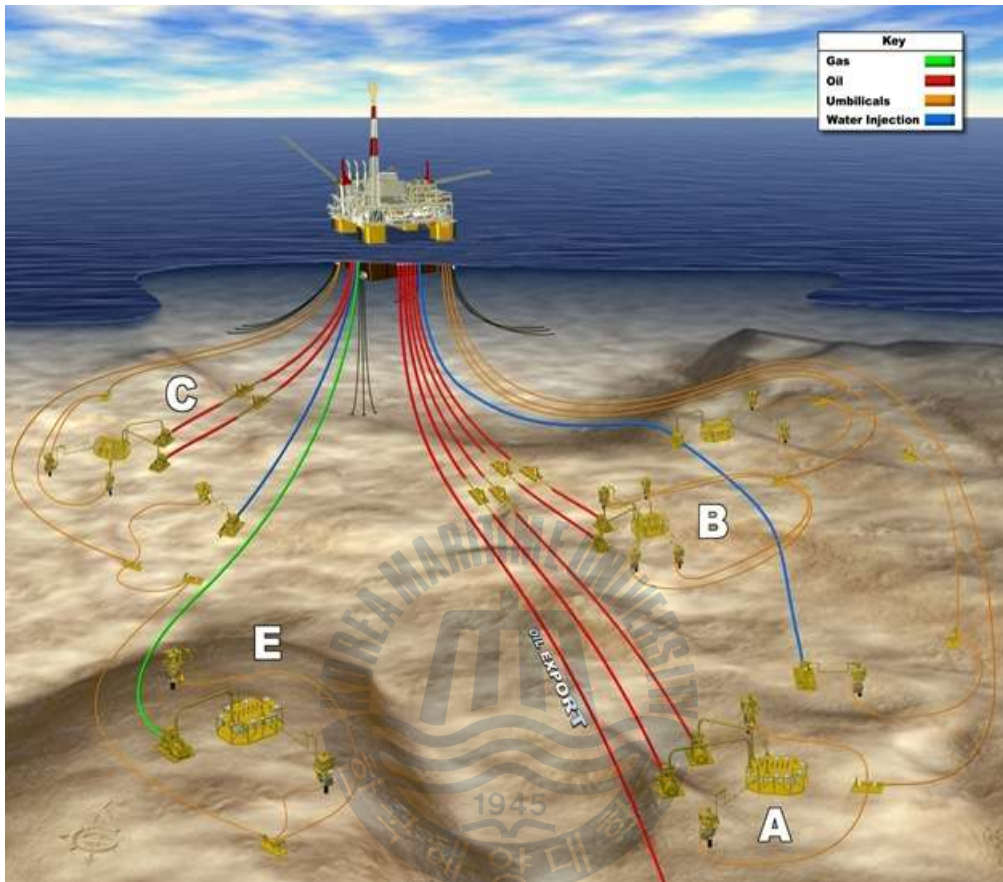


Fig. 1 GK-FPS

GK-FPS는 2012년 4월에 상부구조물의 인양작업, 하부구조의 상부구조 밑으로 수평이동 작업, 상부구조물과 하부구조의 최종조립작업이 성공적으로 수행되었으며 운송선의 사용일정으로 인해 선적작업은 2013년 5월에 수행되었다. 선적을 위한 운송선은 Dockwise사의 Blue Marlin이 사용되었으며 Table 2에 나타난 GK-FPS의 육상건조 규모는 현재 세계 최대기록이다.

Table 2 Scale of On-Ground Build for GK-FPS

Items	Description
Dry / Loadout Weight	41,060 tons / 42,291 tons
Topside / Lifting Weight	20,877 tons / 24,382 tons
Lifting Height	45.5m
Hull Size	90m (B) * 90m (L)

본 논문에서 논할 대형 부유식 해양구조물의 육상건조는 Table 3과 4와 같이 단계별로 나타내었으며 상부구조물과 하부구조물을 동시에 제작하여 제작 완료 후 수퍼리프팅(Superlifting) 기법을 이용한 육상총조립방법이다.

Table 3 Superlifting Method for On-Ground Build

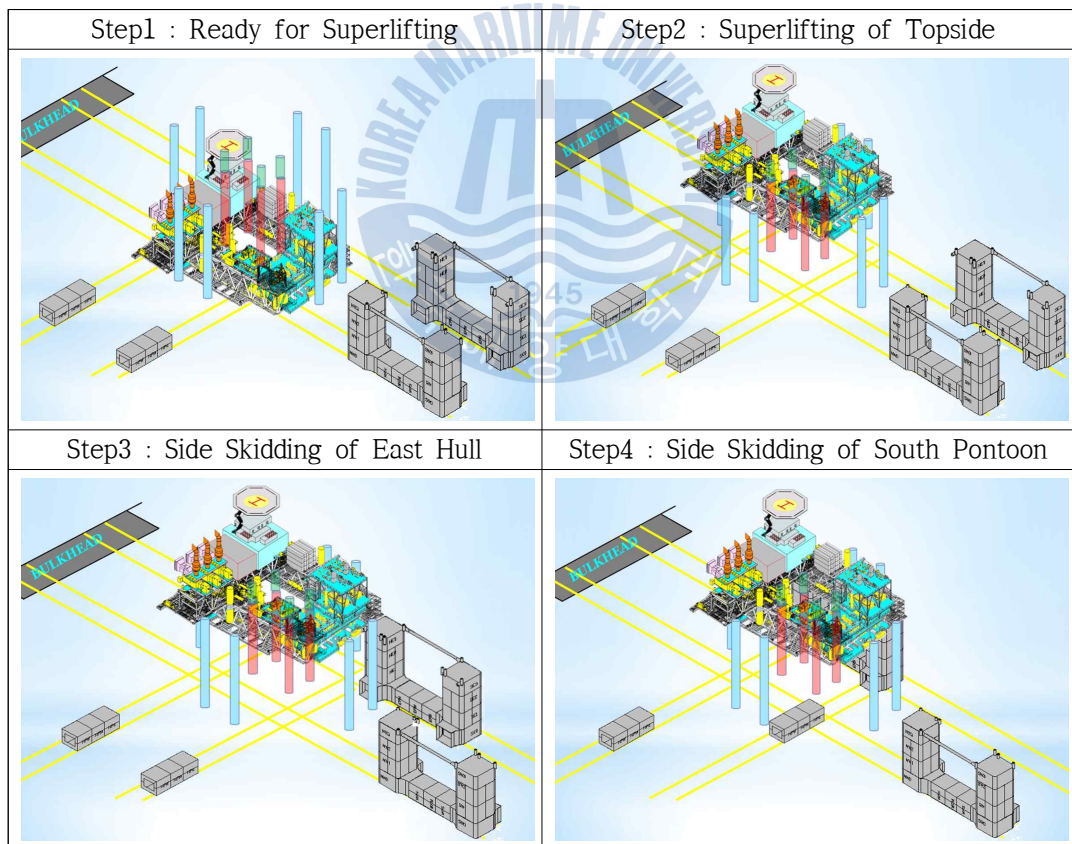
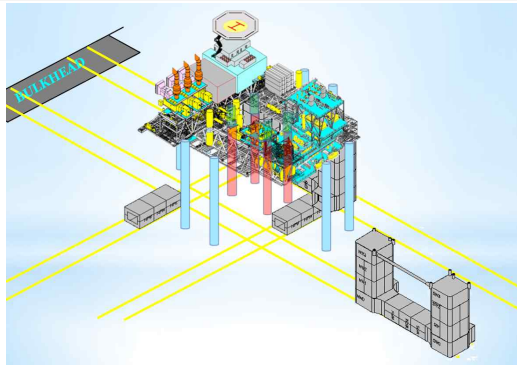
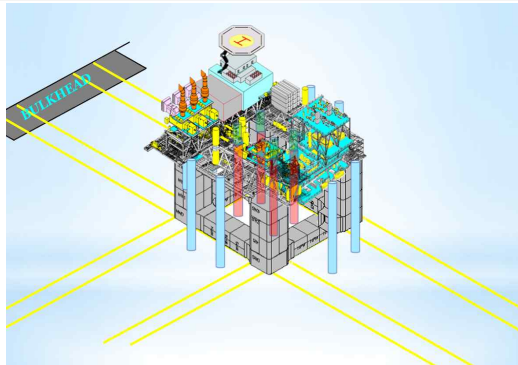
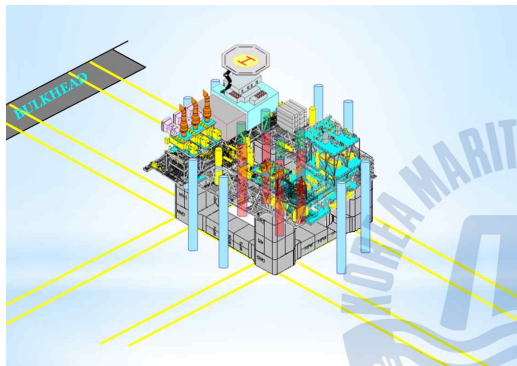
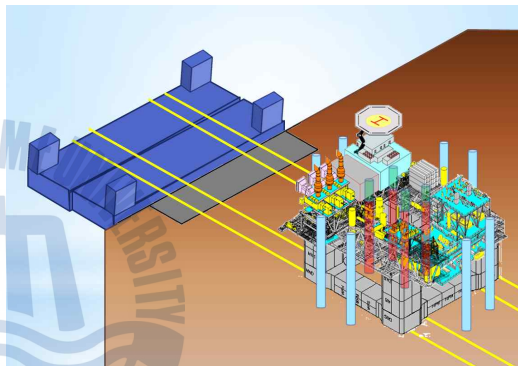
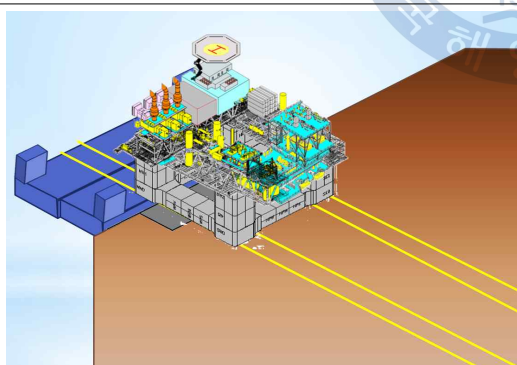
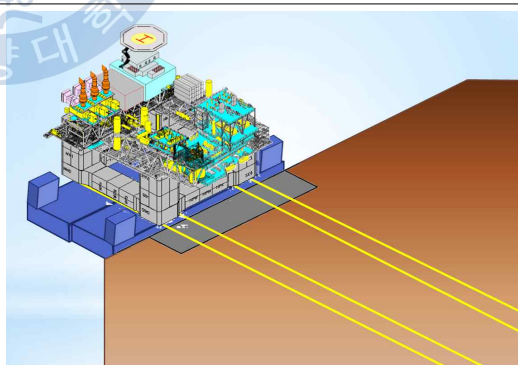


Table 4 Superlifting Method for On-Ground Build (Continue)

<p>Step5 : Side Skidding of North Pontoon</p> 	<p>Step6 : Side Skidding of West Hull</p> 
<p>Step7 : Mating of GK-FPS</p> 	<p>Step8 : Ready for Loadout</p> 
<p>Step9 : Loadout of GK-FPS</p> 	<p>Step10 : Completion of Loadout</p> 

1.3 기존연구

1.3.1 슈퍼리프팅 방법

본 논문에서 적용한 슈퍼리프팅 기법은 건선거를 사용하지 않고 스트랜드 잭(Strand Jack)을 이용하여 수행하는 육상총조립방법으로 1998년 현대중공업(HHI)에서 광안대교의 교량트러스 설치시에 사용했던 방법을 기초로[1] 개발된 공법이다. 이 공법은 조선경기가 호황일 때 건선거의 부족으로 1999년 RBS-8M 프로젝트에서 세계 최초로 육상총조립방법을 도입하였으며 이듬해 2000년 후속모델인 RBS-8D 역시 육상총조립방법을 이용하여 성공적으로 건조되었다. 이후 2002년 RBS-8D와 유사한 무게지만 인양높이가 10.0m가 증가된 나끼까(Nakika) 프로젝트를 마지막으로 육상총조립공법을 적용되었다. 그 이후 조선경기가 불경으로 접어들고 건선거의 가동률에 여유가 생겨 2011년까지 육상총조립공법을 적용하지 않았다. 본 논문은 2012년 MMHE에서 적용한 GK-FPS 프로젝트에서 적용한 슈퍼리프팅을 검증자료로 사용하였다.

Table 5 History of Superlifting Method

Case	Description	Method of Installation	Lifting Weight	Lifting Height
Kwang-Ahn Highway Bridge (1998)	Located in Pusan. Truss Bridge was built in HHI Yard Dry towed at site and then jacked up the bridge for installation	Truss Bridge Connection Method	4,100 tons	17.7m
RBS-8M/8D (1999/2000)	R&B Falcon company awarded to HHI for RBS-8M/8D project which was done in HHI Ulsan yard	Superlifting Method (on-ground Build)	11,750 tons/ 13,000 tons	37.0m
Nakika (2002)	Shell company awarded to HHI for Nakika project which was done in HHI Ulsan yard	Superlifting Method (on-ground Build)	13,000 tons	47.0m

Table 5에서 명시한 수퍼리프팅 방법 이외에 2010년 4월에 반잠수식 해양구조물 GM4000이 중국 COSCO에서 육상제작을 완료되었으나 인양된 상부구조물의 무게는 9,000톤, 인양고는 31m로 1999년에 HHI에서 수행한 RBS-8M 보다 규모가 작으며 수퍼리프팅 구조형식 또한 Fig. 2와 같이 본 논문에서 제시하는 구조물과 형식이 다르므로 기존연구에서 제외하였다.



Fig. 2 GM4000 on Ground Build (April 2010)

a) 광안대교 (트러스 브리지 연결 공법 - 수퍼리프팅의 초기개념)

한국의 항구도시 부산에 위치한 광안대교는 7.42km의 Long Highway Bridge 시스템으로 현수교 900m와 120m 경간의 트러스교, 60m 경간의 박스 거더 (Girder)로 구성되어 있다. 광안대교는 18m의 폭을 가진 두 개의 차도를 가지며 각 차도 당 4차선을 유지할 수 있다. 다음의 Fig. 3은 광안대교의 전경이다.



Fig. 3 View of Kwang Ahn Bridges

광안대교의 특징은 4,100톤인 2개의 측 경간 트러스와 2,800톤인 1개의 중앙 경간 트러스 2세트를 제작장인 울산의 HHI에서 제작 후 30,000톤급 바지선으로 각각 운송하여 바다 위에서 조립한다는 점이다. 본 논문에서 주목할 점은 바지선 위에서 4,100톤급 측 경간 트러스를 조립하기 위해 리프팅 타워(Lifting Tower) 위에 위치한 캐thead(Cathead)가 고안되었다는 것이다.

그 이유는 바지선 위에서 스트랜드(Strand) 잭(Jack)을 이용하여 측 경간 트러스를 인양하는 경우에 바지선의 동요로 인해 측 경간 트러스와 리프팅 타워가 충돌 할 가능성이 있기 때문이다. 측 스트랜드 잭을 지지하는 구조가 힘을 받는 수직부재보다 앞으로 나오도록 설계하여 고양이(Cat)의 머리(Head)와 유사한 형상이라 하여 캐thead라 명명되었으며 육상충조립공법에 기본개념으로 적용되어진다. Table 6은 광안대교 설계시 경간 트러스교 구간에 대한 사이즈와 무게를 나타며 Fig. 4는 측/중앙 경간 트러스교의 설치 순서와 실제 설치 사진을 보여준다.

Table 6 Size and Weight for Span Truss (1set)

Items	Description
Side Span Truss (EA / Length / Weight)	2EA / 131.85m / 4,100tons
Middle Span Truss (EA / Length / Weight)	1EA / 95.2m / 2,800tons
Barge Capacity	30,000 ton class

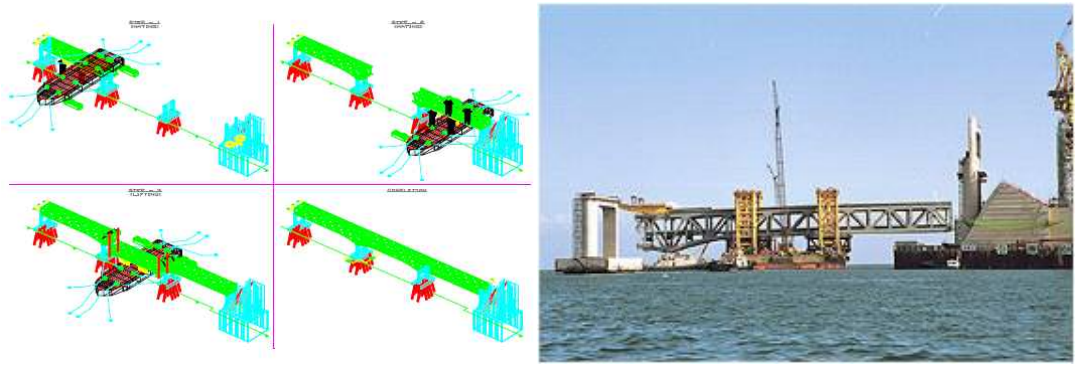


Fig. 4 Installation Sequence and Actual Picture for Truss Bridge

b) RBS-8M/8D (최초 육상총조립공법)

HHI는 일반적으로 건선거에서 제작되어 온 대형 해양구조물을 광안대교 설치에 사용된 구조물을 개량하여 1998년 12월 미국의 R&B Falcon사로부터 수주한 RBS-8M 석유시추선 공사에 개발하여 적용하였으며 이때 적용된 육상총조립공법은 현재의 방법과 거의 유사하나 인양고가 높지 않아 잭킹레그(Jacking Leg)는 사용되지 않았다.

△ 제1단계: 상부구조물을 수퍼리프팅 과정에서는 선수와 선미부의 철골형 가설 리프팅 타워 4개와 중앙부의 원통형 가설 리프팅 타워 2개를 이용해 길이 81.5m, 폭 61m, 높이 74m에 중량 13,000톤의 시추선 상부구조물을 지상에서 37m 높이까지 들어 올린다. 리프팅 타워는 연직방향의 인양력과 동시에 초속 15m의 강풍에 의한 수평력에도 견딜 수 있도록 설계되었다. 지상 37m 높이까지 인양하는 작업에는 560톤 유압잭(Hydraulic Jack) 34개가 동원되었으며 상부구조물 인양작업 중 안전작업을 위해 스트랜드 잭 시스템의 하중상태를 연속적으로 계측·통제할 수 있도록 컴퓨터 시스템을 전면적으로 향상시켜 적용하였다.

△ 제2단계: 하부구조물 수평이동은 상부구조물을 인양한 후 상부구조물 좌우측에서 동시에 제작 완료된 길이 114m, 폭 39m, 높이 33m, 중량 6,000톤의 하부구조물을 제1단계에서 인양된 상부구조물의 하부로 이동한다. 이때 이동시의 마찰저항을 최소화하기 위해 미끄럼 면을 따라 윤활유를 발라 표면을 미끄럽게

하였으며 유압장치의 사용으로 이동 중 지반의 처짐 등으로 발생 가능한 구조적 손상을 미연에 방지했다.

△제3단계: 상부구조물과 하부구조물의 연결 과정은 상부구조물과 하부구조물을 용접으로 연결하는 작업으로서 4mm의 허용오차를 준수해야 하는 고도의 기술이 요구되어 리프팅 타워에 위치 조정 장치를 설치하였다. 이를 이용하여 상부구조물을 정확히 하부구조물 위에 위치하도록 수평면상의 미세조정을 한 후 상부구조물과 하부구조물 사이에 설치된 연직방향의 유압장치와 인양장치를 이용하여 총연장 240m에 달하는 용접연결부의 간격을 허용오차 이내로 미세 조정하여 최종 육상충조립을 완성하였다.

다음 Fig. 5와 Fig. 6은 각각 RBS-8M의 상부구조물 수퍼리프팅과 하부구조물 사이드스키드(Side Skid)의 사진이다.



Fig. 5 Superlifting Operation (RBS-8M-1999)



Fig. 6 Side Skidding Operation (RBS-8M-1999)

다음의 Table 7은 RBS-8M의 규모를 나타낸다.

Table 7 Scale for On-Ground Build of RBS-8M

Items	Description
Dry Weight	19,000 tons
Topside Weight	13,000 tons
Lifting Height	37.0m
Hull Size	114m (B) * 39m (L)

세계최초 육상총조립공법을 RBS-8M 프로젝트에 성공적으로 적용함으로써 육상총조립공법이 가능한 공법임을 증명하는 동시에 공기 단축, 후속공정의 간소화, 제작비용의 절감을 통한 외화획득에 기여할 수 있었다.

c) 나끼까 프로젝트 (육상총조립공법)

현대중공업은 육상총조립공법을 1999년 2000년에 RBS-8M/D 프로젝트를 성공적으로 수행한 뒤 2002년 미국 Shell사의 나끼까 반잠수식 시추선에 또다시 적용하게 된다. 이는 기존 RBS-8M/D와 유사한 무게의 상부구조물을 인양하는 경우였지만 인양높이가 37.0m에서 47.0m로 증가가 되었기 때문에 8개의 잭킹레그를 추가로 고려하여 수퍼리프팅 구조물의 구성은 4개의 리프팅 타워, 8개의 잭킹레그, 8개의 리프팅 빔, 8개의 캐트로 이루어져 더 무거운 구조물을 더 높이 인양 가능한 구조물로 한 단계 발전하게 된다. 대략 13,000톤의 상부구조물을 지상에서부터 47m까지 인양시키는 것으로, 560톤 스트랜드 잭 38개가 동원되었으며 상부구조물 인양 후 20,400톤급의 하부구조물을 상부구조물 아래로 이동시켜 조립함으로써 육상총조립공법을 성공적으로 수행하였다.

Fig. 7과 8은 나끼까 프로젝트의 수퍼리프팅 및 사이드스키드 당시의 사진을 나타내며 그 규모는 Table 8에 나타내었다.



Fig. 7 Superlifting Operation (Nakika-2002)



Fig. 8 Side Skidding Operation (Nakika-2002)

Table 8 Scale for On-Ground Build of Nakika

Items	Description
Dry Weight	32,400 tons
Topside Weight	13,000 tons
Lifting Height	47.0m
Hull Size	81.2m (B) * 81.2m (L)

1.3.2 선적방법

대형 부유식 해양구조물을 육상에서 제작하여 운송선에 선적하는 방법은 육상에서 제작되어온 고정식 해양구조물인 자켓구조물(Jacket Structure)에 오래전부터 사용되어온 기술이다. 자켓구조물은 강관으로 제작되고 그 무게가 부유식 해양구조물에 비해 무겁지 않으므로 윈치로 당기는 방법 또는 푸시-풀 방법(Push-Pull System)으로 작업이 가능하였다.

그러나 본 논문에서 다루고 있는 대형 부유식 구조물은 자체부력을 만들기 위해 하부구조물이 판으로 이루어진 구조물이기 때문에 구조적 안전성을 확보하기 위하여 유압잭 또는 에어패드로 발생된 등분포하중으로 부유식 해양구조물의 자중을 지탱하는 방법을 사용하게 된다. 또한 그 자체 무게가 무겁기 때문에 좀 더 정확한 작업을 위하여 스트랜드 잭을 사용하는 선적 방법을 사용한다.

판 구조물에 대한 선적방법은 RBS-8M/D 프로젝트와 나끼카 프로젝트에서 선 수행되었으며 이를 기초로 아메남(Amenam) 프로젝트까지 꾸준히 사용되어 성공적으로 선적시켜왔을 뿐만 아니라 2004년 10월 7일 HHI은 선박으로는 세계 최초인 챌린저(Challenger)호를 육상에서 건조하는데 성공하였다.

Fig. 9는 자켓구조물부터 선박까지의 육상총조립공법을 이용한 프로젝트를 나 타낸다.



Fig. 9 Various Project for Loadout

다음은 나끼카 프로젝트와 아메남 프로젝트에서 적용된 선적방법이다.

a) 나끼카 프로젝트 (Hydraulic Jack & Strand System)

나끼카 프로젝트의 선적을 위한 구조물은 4개의 스킵드 웨이(Skidway), 각 폰톤 아래에 4 세트의 스킵드 슈(Skid Shoe), 스트랜드 잭 지지대, 고정단(Fixed Anchor), 링크빔(Link Beam)으로 이루어져 있다. 대략 32,400톤의 구조물을 육상에서부터 바지선까지 선적시키는 것으로, 560톤 스트랜드 잭 38개가 동원되었다. 하중을 적절히 분배시키기 위해 구조물 밑에 유압잭을 적용하여 풀링(Pulling) 시켜 선적을 성공적으로 수행하였다.

Fig. 10은 나끼카 프로젝트의 선적시의 사진을 나타내며 그 규모는 Table 9에 나타내었다.



Fig. 10 Loadout Operation for Nakika Project

Table 9 Scale for On-Ground Build of Nakika

Items	Description
Dry Weight	32,400 tons
Topside Weight	13,000 tons
Hull Size	81.2m (B) * 81.2m (L)
Barge Size (DBU, L*B of double*D)	140.0m (L) * 76m (B) * 12m (D)
Dead Weight of DBU	70,000 mt (2EA)

b) 아메남 프로젝트 (Hydraulic Jack & Strand System)

아메남 FSO는 총 길이 298m로 제작장에서 일체형으로 제작하기엔 너무 길고 거대하여, 원활하고 안정한 제작을 위해 Fig. 11과 같이 후미 160m, 나머지 138m의 모듈로 각각 제작하였다. 제조 완료 후, 선미 부분을 부두방향으로 60m 캔틸레버상태로 선 선적(Pre-Loadout)시킨 다음 후미를 선미에 스킵드하여 두 모듈을 합친 후 최종선적을 수행하였다. 선적을 위해 선미 부분은 선 선적 상태, 후미 부분은 사이드스킵드 상태, 조립시 Fit-up 조건 상태, 최종 FSO는 메인선적 상태로 정의하여 선적 작업을 준비하고 수행하였다.



Fig. 11 Yard Layout and Loadout Operation

각 상태에 맞게 유압잭 시스템의 잭업(Jack up) 및 잭다운(Jack down)을 수행하였고 결과 상부구조물의 안정/안전성을 최우선으로 하여 충분한 유한요소 해석 후 진행하여 성공적인 선적 작업을 완료하였다. 다음의 Table 10은 아메남 FPO와 선적용 바지선의 규모를 나타낸다.

Table 10 Scale for On-Ground Build of Amenam

Items	Description
Dry Weight	53,000 tons
Topside Weight	12,000톤 (18EA Module)
Hull Size	62m (B) * 298m (L)
Barge Size (DBU, L*B of double*D)	140.0m (L) * 76m (B) * 12m (D)
Dead Weight of DBU	66,000 mt (2EA)

다음은 한국의 주요 조선소들의 육상총조립공법 도입으로 인한 선적방법에 대한 개발 사례들이다.

a) 성동조선해양 (개량된 Push-Pull)

육상건조공법으로만 선박을 건조하는 세계 유일의 조선소로, 2008년 12월 170,000톤(길이 289.0m, 폭 45.0m, 높이 24.1m) 벌크선의 육상건조에 성공하였다. 2007년 세계 최초로 육상에서 선박을 종진수하는 방식을 개발한데 이어 선박의 선적에 이용되고 있는 푸시-풀 방법을 개량하여 기본 시스템보다 2배의 하중을 가진 선박을 25% 가량 빠른 속도로 이동시킬 수 있도록 성능을 향상시켰으며 현재 육상건조 선박 규모의 한계를 극복하기 위해 지속적인 연구개발을 수행하고 있다.



Fig. 12 Loadout to Floating Dock (Sungdong Shipbuilding)

b) HHI (Air Pad System)

2004년 10월 7일 세계최초로 건선거 없이 육상에서 선박을 건조하는데 성공한 현대중공업의 육상건조공법은 선박을 건조한 후, 건조선박을 에어 패드 시스템으로 들어올려, 2대의 바지를 연결한 반잠수식 바지선에 선박을 횡 방향으로 푸시-풀 시스템으로 이동시킨 후, 바지선을 가라 앉혀 선박을 진수시키는 공법을 개발하였다.

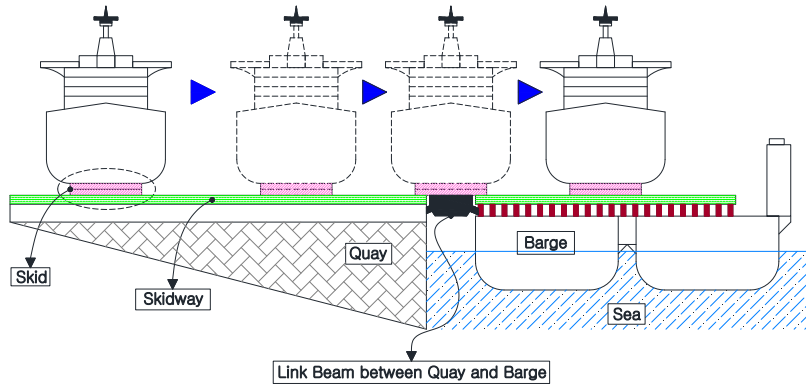


Fig. 13 Loadout Sequence of Onshore Dry Ship

c) STX조선 (SLS; Skid Launching System)

STX조선에서 개발(2005년 1월)하여 사용하고 있는 스킵드 진수(SLS; Skid Launching System) 건조공법은 도크가 아닌 육상에서 선박을 2개의 부분으로 나누어 건조한 후, 두 부분이 완성단계에 이르렀을 때 각각의 선체를 유압식 운반차에 실어 스킵드 레일을 따라서 육상의 건조장과 접안되어 있는 스킵드 바지 위로 이동시킨 다음 스킵드 바지 위에서 부분 건조된 두 개의 선체를 조립하여 선박을 완성한 후 스킵드 바지를 진수위치로 예인하여 바지선을 침하시켜 선박을 진수시키는 공법이다.



Fig. 14 Loadout from floating System

1.4 연구방향

1.4.1 기존방법과의 차이점

본 논문에서 제안된 육상충조립방법은 나끼카 프로젝트에 사용된 방법을 기초하여 GK-FPS 프로젝트에 적용하였으며 두 부유식해양구조물의 가장 큰 차이는 Fig. 15와 같이 인양무게이다.

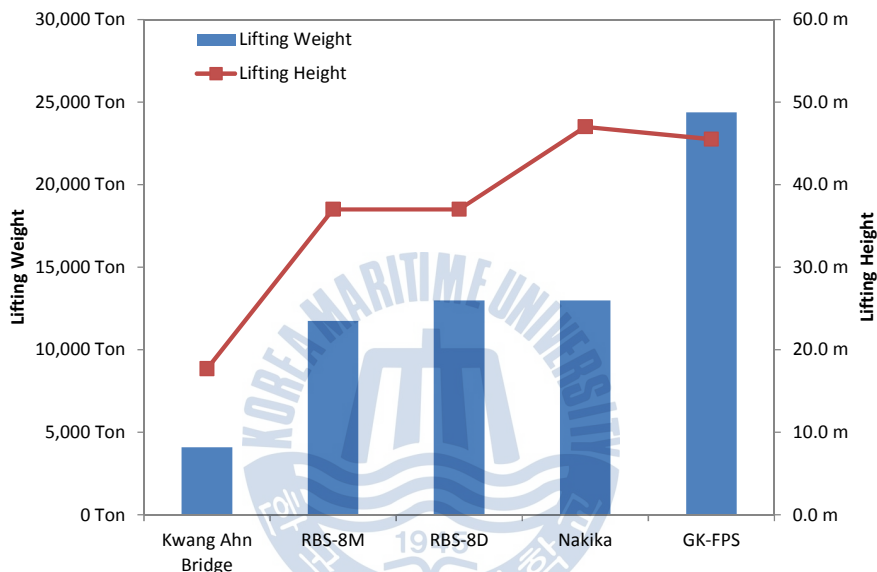
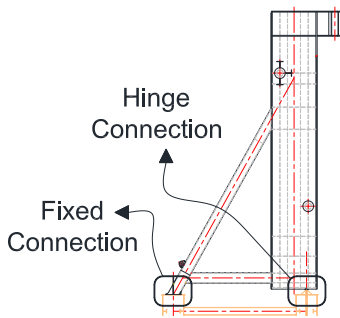
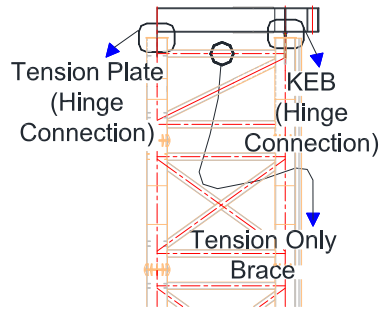


Fig. 15 Comparison for Scale of GK-FPS with Other Cases

이러한 인양무게의 차이를 극복하기 위하여 Fig. 16과 같이 광안대교 프로젝트에서부터 사용되어온 캐트드를 단순화하여 자체무게와 인양하중에 의한 모멘트발생을 감소시키도록 디자인 하였다. 또한 Fig. 17과 같이 잭잉레그 하단 쪽의 수평 브레이스를 제거하여 불필요한 하중이 뒤쪽의 레그에 전달되지 않도록 하여 잭잉레그 뒤쪽에 콘크리트 블록을 추가하지 않도록 하였다. GK-FPS는 기존 부유식 해양구조물에 비해 무게가 무거워 당기는 힘이 커지고 운송선보다 큰 폭으로 인해 Overhang이 발생하게 되어 기존방법과는 다른 직접연결공법을 개발하여 적용하게 된다.



Original Cathead



Simplified Cathead

Fig. 16 Original Cathead and Simplified Cathead



Original Jacking Leg



Modified Jacking Leg

Fig. 17 Original Jacking Leg and Modified Jacking Leg

단순화된 캐헤드 설계와 직접연결공법의 특징에 대한 설명은 1.4.2절과 1.4.3절에 나타내었다. 이는 본 논문에서 개발된 해석기법과 발전된 선적공법이므로 본 논문의 주요 연구과제이다.

1.4.2 단순화된 캐헤드의 힌지 설계기법 개발

기존 캐헤드의 경우 광안대교 설치 시에 최초로 적용된 인양구조물이기 때문에 바지선의 동요에 안전하기 위한 모멘트 연결로 리프팅 타워와 연결이 되도록 설계되었다. 하지만 상부구조물의 무게와 높이가 증가되면 인양하중과 모멘트 팔 거리로 인한 추가 모멘트가 리프팅타워에 전달되어 설계에 어려움을 줄 수 있다. 따라서 이러한 모멘트에 대한 영향을 감소시키기 위해 2개의 힌지를 가지는 단순화된 캐헤드를 고안하게 되었다.

단순화된 캐헤드가 가지고 있는 두 개의 힌지는 Fig. 18과 같이 인장판(Tension Plate)과 KEB (Knife Edge Bearing)이며 이러한 연결부가 새롭게 개발되어 적용된 것은 아니지만, 본 논문에서 다루고자 하는 이유는 일반적으로 위험부담이 큰 구조물은 소성영역설계를 일반적으로 허용하지 않으며 본 논문에서 제시한 단순화된 캐헤드는 두 개의 힌지로 인해 고유기능을 발휘할 수 있기 때문이다.

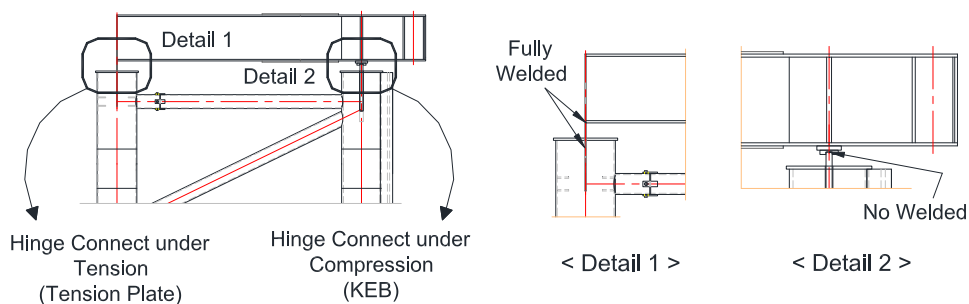


Fig. 18 Tension Plate and KEB

따라서 본 논문에서는 인장력을 받는 힌지인 인장판과 압축력을 받는 힌지인 KEB에 대한 비선형 해석방법을 기 적용된 GK-FPS 수퍼리프팅의 실제 결과를 근거로 제시된 해석기법을 검증하고 추후 육상총조립방법에 적용 가능하도록 제안하고자 한다.

1.4.3 선적공법 개발

전술한 것과 같이 육상에서 건조된 부유식 해양구조물이나 선박은 스킵드 빔, 유압잭, 스킵드 슈, 링크 빔, 방충재(Fender) 등을 이용하여 Fig. 19와 같이 구조물의 무게에 대한 정지마찰력보다 큰 하중을 스트랜드 잭으로 발생시키고 그 힘이 스킵드 슈로 전달되어 운송선위의 스킵드 빔에 설치된 고정단을 통해 방충재에 전달되어 최종적으로 안벽이 압축력을 받게 되는 선적공법을 사용하였다. 그러나 육상총건조공법의 발전으로 인해 육상에서 건조되는 해양구조물의 무게가 증가되었으며 그 크기 또한 운송선을 초과하게 되어 기존공법 적용 할 경우 운송선과 안벽의 보강이 필요하게 되고 해양구조물의 Overhang으로 인해 자체 보강이 필요 할 수 있어 기존 공법의 한계성이 발생하여 이를 개선하기 위해 본 논문에서 스킵드 빔 직접연결공법을 개발 및 제안하게 되었다.

Fig. 20과 같이 기존방법의 한계성을 보완하기 위해 링크빔과 방충재를 사용하지 않고 외팔보 형식인 Outrigger를 적용하여 육상에서 건조된 해양구조물의 선적을 위한 끄는 힘을 안벽 위와 선박 위의 스킵드 빔에서 서로 상쇄되도록 설계하였으며, GK-FPS 프로젝트에서 실용성을 검증하였다.

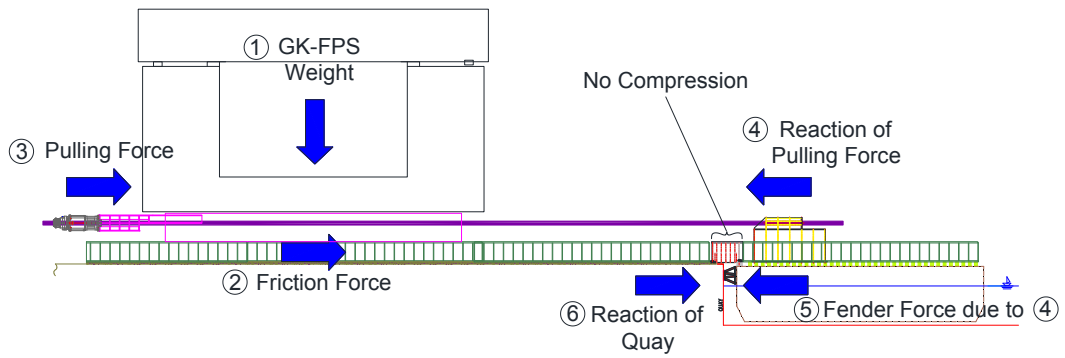


Fig. 19 General Loadout Scheme

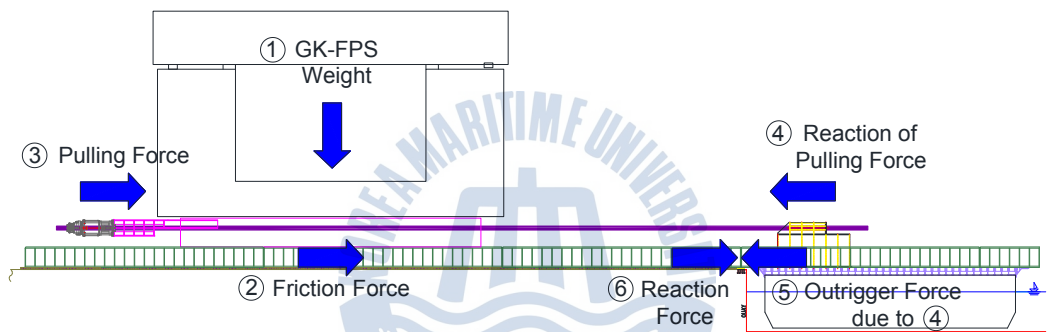


Fig. 20 Directly Connected Skidbeam Scheme for Loadout

따라서 선적작업을 위해 직접연결방법과 기존방법의 차이점 및 장단점에 대해 비교하여 본 논문에서 제안하는 직접연결방법의 우수성을 입증하고자 하며, 설계방법을 제안하고자 한다.

제 2 장 대형해양구조물 육상제작 기법

국내외에서는 대형해양구조물을 육상에서 제작 또는 대형교량을 인양/설치하는 사례는 종종 있었다. 현재는 세계적인 해양구조물의 대형화 추세에 따른 대형해양구조물의 육상건조가 필연적이 되고 있으나 실제 수행경험이 극히 미비하다 할 수 있으며 전술한 것과 같이 세계적 요구에 비해 아직까지 국내외 지방서나 표준서에서 이러한 내용을 자세하게 다루고 있지 않아 원활한 설계가 이루어지지 않았다.

따라서 본 절에서는 점점 대형화되는 육상총조립공법의 확립을 위해 GK-FPS 프로젝트를 통해 검증된 설계기법과 일반적 고려사항을 제시하고자 하며, 본 논문을 통해 개발된 압축력과 인장력을 받는 경우의 힌지 설계기법과 선적작업을 위해 개발된 직접연결공법을 각각 제3장, 제4장, 제5장에서 상세하게 제시하고자 한다.

2.1 상부구조물 수퍼리프팅을 위한 구조물

2.1.1 수퍼리프팅 구조물의 구성 및 해석모델

수퍼리프팅 구조물은 대형해양구조물 육상건조를 위한 필수적 구조물이며 상부구조물을 하부구조물에 최종 조립하기 위해 상부구조물을 하부 구조물보다 높은 위치에 안전/안정하게 인양하여 설치하는 것이 주목적이다.

본 논문에서는 4개의 상부구조물로 이루어진 대형 FPS를 주 대상으로 하여 수퍼리프팅 구조물 설계에 적용하여 논할 것이며, 이는 4개의 모듈로 구성된 상부구조물이 하나로 이루어진 상부구조물보다 일반적으로 더 크고 무겁기 때문이다. Fig. 21에서와 같이 수퍼리프팅 구조물은 4개의 리프팅타워, 8개의 캐트

드, 8개의 잭킹레그, 8개의 리프팅 빔으로 구성한다.

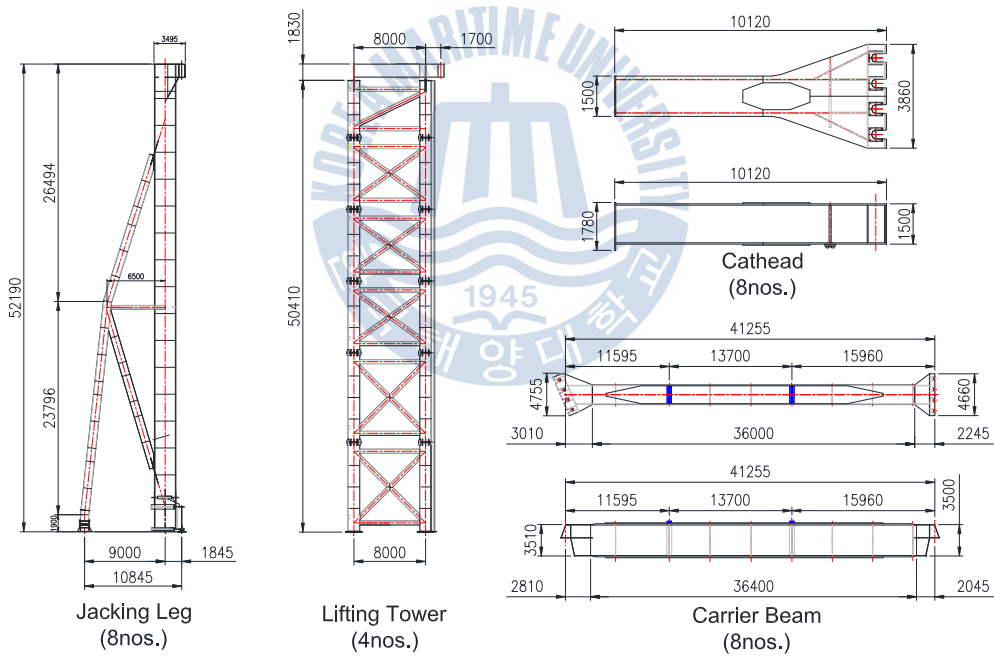
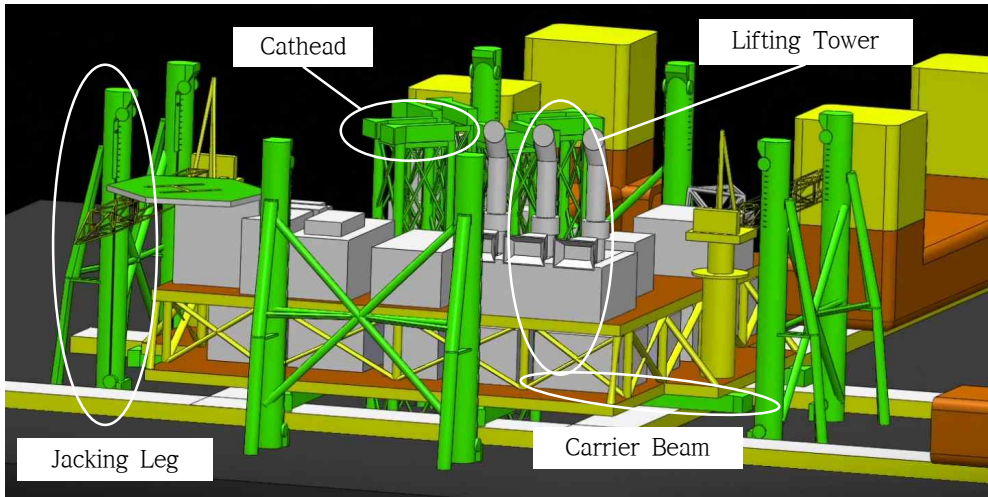


Fig. 21 Superlifting Structure

2.1.2 수퍼리프팅 구조물의 기본개념

전술한 것과 같이 무거운 상부구조물을 인양하기 위해서는 수퍼리프팅 구조물에 인양하중으로 인한 추가적인 모멘트를 최소화 시키는 것이 기본 설계개념이다.

따라서 Fig. 22와 같이 리프팅 빔 위에 놓인 상부구조물을 인양하기 위해서 잭킹레그의 경우 주 기둥에는 압축력이, 뒤쪽 기둥에는 최소의 인장력이 발생하도록 설계해야한다. 이러한 설계를 위해 잭킹레그의 하부구조물인 KEB를 스트랜드 잭의 고정단과 같은 선상에 놓이도록 설계하여야하며, 인양력으로 인한 잭킹레그의 변형을 고려하여 잭킹레그 상단을 정 위치보다 약간 뒤쪽에 위치하도록 설치하여야 한다.

리프팅타워의 경우 상단에 캐드헤드를 설치하여 인양으로 발생된 추가 모멘트를 캐드헤드의 두 개의 힌지가 받아주어 리프팅 타워에 전달되지 않도록 설계하여야 한다.

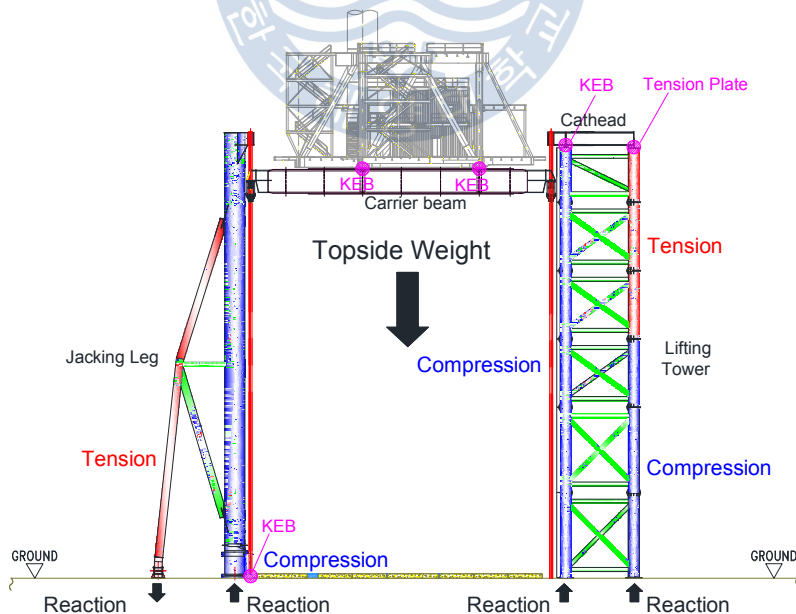


Fig. 22 Basic Concept of Superlifting Structure

2.2 수퍼리프팅 설계 기법

2.2.1 구조물의 특징 분석

복잡한 구조물을 설계하기 위해서 가장 중요한 것은 구조물의 특징을 쉽게 판단할 수 있는 기본하중, 하중조합 및 그에 상응하는 허용하중의 결정이다. 만약 설계자의 욕심으로 인해 발생가능한 모든 하중을 조합하여 수퍼리프팅 구조물을 설계한다면 그 복잡성 때문에 오히려 취약부분을 간과할 수 있으므로 Fig. 23의 방법과 같이 기본하중과 하중조합을 결정하여야 한다.

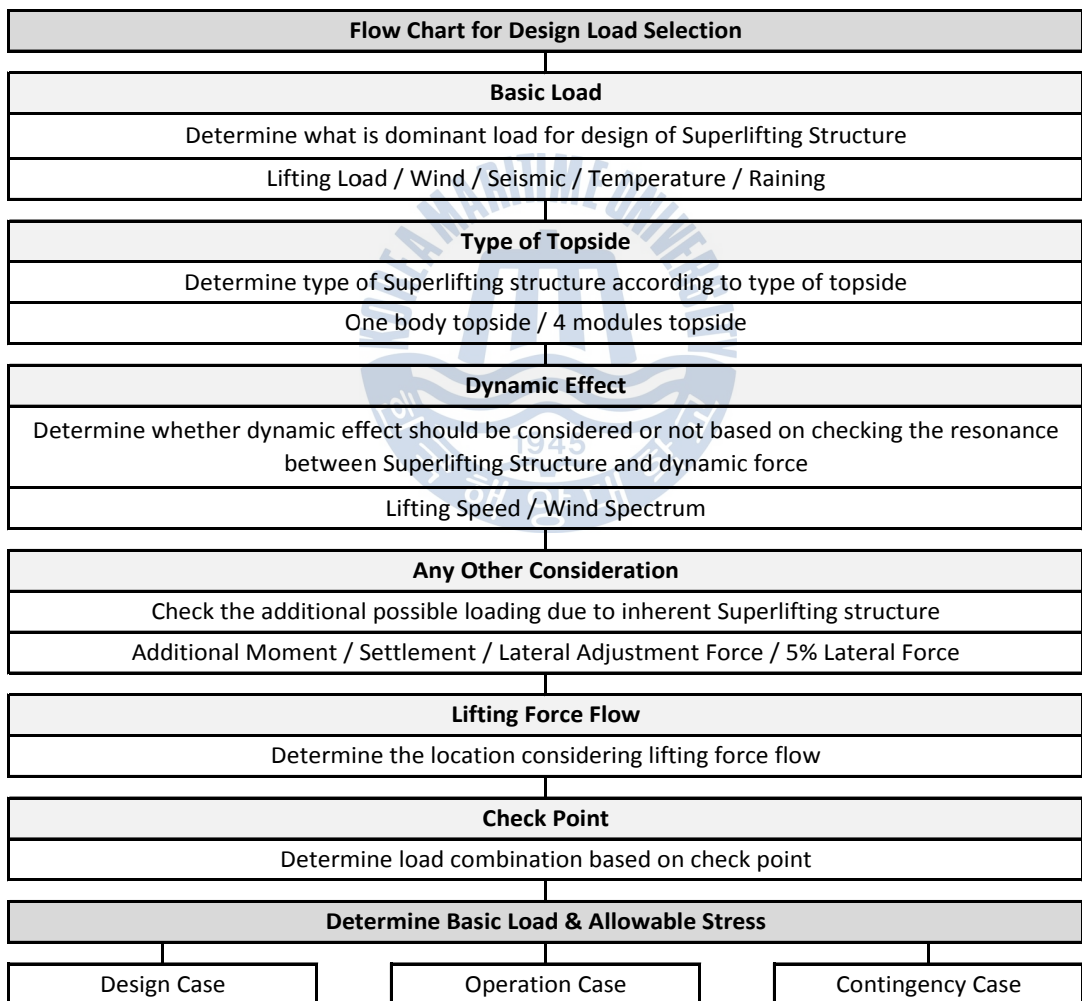


Fig. 23 Flow Chart for Design Load Selection

(1) Basic Load : 기본하중은 설계초반에 발생 가능한 하중을 모두 나열하여 적용구조물에 미치는 영향정도를 예상하여, Table 11과 같이 적용여부를 결정하였다.

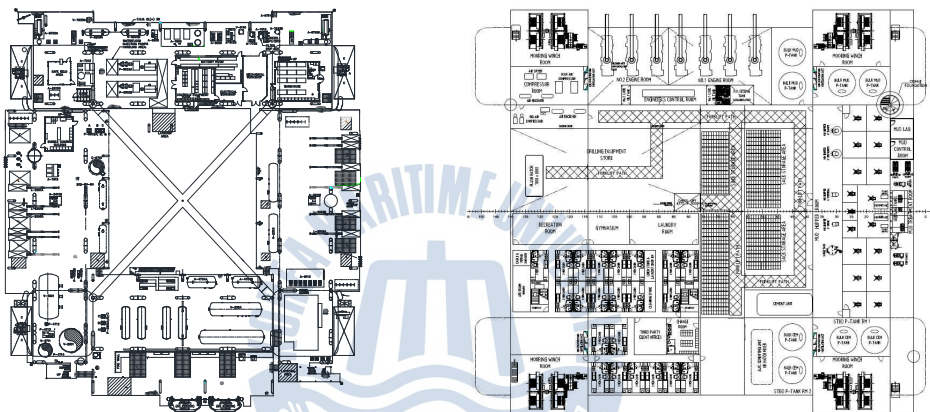
Table 11 Selection of Basic Load

Type of Basic Load	Description	Application
Lifting Force	CoG Envelope Box (L 2.0m * B 1.5m) for uncertainty of CoG and weight of topsides	●
Wind Force	Determine wind force conservatively and apply in 8 directions with 45 degree spacing	●
Seismic Force	Not required due to short operation period (less than 1 week) and low possibility of seismic in fabrication yard	X
Temperature Effect	Not required since 4 topsides and Superlifting structure will be connected with strand even though fabrication yard location is equator	X
Rain	Not required since the rain holes can cover weight of rain	X

(2) Type of Topside : 상부구조물의 구조형식은 그 규모와 기능에 따라 구분이 되며 Table 12, Fig. 24와 같이 상부구조물이 크고 무거운 경우 일반적으로 4개의 모듈로 구성된 상부구조물을 사용하고 상대적으로 가벼운 경우 일체형을 사용하기 때문에 본 논문에서는 육상총조립공법의 규모가 증가될 것을 예상하고 4개의 모듈을 적용하였다.

Table 12 Type Section of Superlifting Structure for Topside Type

Topside Type	Superlifting Structure Type	Application
4 Modules Type	To be lifted by outboard side Jacking Leg and inboard side Lifting Tower since there is available space at inboard	●
One Body Type	To be lifted by outboard side jacking leg only since there is no space at inboard	X



Four(4) Module Type (GK-FPS) 1945 One-body Type (T70 KENCANA)

Fig. 24 Type of Topside

(3) Dynamic Effect : 때로는 구조물 설계시 동적영향 고려는 매우 복잡하고 시간이 많이 소요될 수 있으므로 사전에 독립적으로 영향정도를 파악하고 본 설계에 적용하여야 한다. 본 논문에서는 Table 13과 같이 동적영향이 있을 가능성이 있는 풍력에 대해서는 상세설계 전에 부록 B와 같이 동적해석을 수행하여 필요시 하중계수로 처리하여야 한다.

Table 13 Dynamic Effect Force

Dynamic Force	Effect of Dynamic Force	Application
Lifting Speed	Not required since the lifting speed is very low (around 1.0m/hour)	X
Wind Spectrum	Based on Appendix A Dynamic Characteristics of Superlifting Structure and Appendix B Flow chart for Wind Spectral Analysis, it was found that the resonance due to wind must not occur in Superlifting Structure.	X

(4) Any Other Consideration : 대형해양구조물을 인양하기 위해서는 고려해야 할 부분들이 여러 가지가 있다. Table 14에 나타내 것과 같이 기초의 허용 처짐에 의한 영향, Fig. 25와 같이 설치 오차로 인한 추가 모멘트, 최종 조립시에 상부구조물과 하부구조물의 오차를 보정해주기 위한 수평하중, 예상하지 못한 경우를 대비한 최소 횡력에 대한 수퍼리프팅 구조물의 최소 저항력 확보 등을 수퍼리프팅 구조물 설계시 최소로 고려되어야하며 그 특징에 따라 설계에 추가로 고려되어야 할 요소를 결정하여야 한다.



Fig. 25 Additional Moment of Jacking Leg and Lifting Tower

Table 14 Effect of Any Other Consideration

Items	The Effect of Dynamic Force	Application
Additional Moment	As shown in Fig. 25, additional moment due to fabrication tolerance of lifting tower and jacking leg should be considered.	●
Settlement	As shown in Fig. 26, settlement should be considered since the small settlement at lifting tower and jacking leg might make big lateral displacement at top of them	●
Lateral Adjustment Force	In order to adjust the misalignment between topside and hull for mating operation, the required pushing force should be considered.	●
5% Lateral Force	For the contingency case, 5% of lifting force should be considered based on lesson and learn form previous projects	●

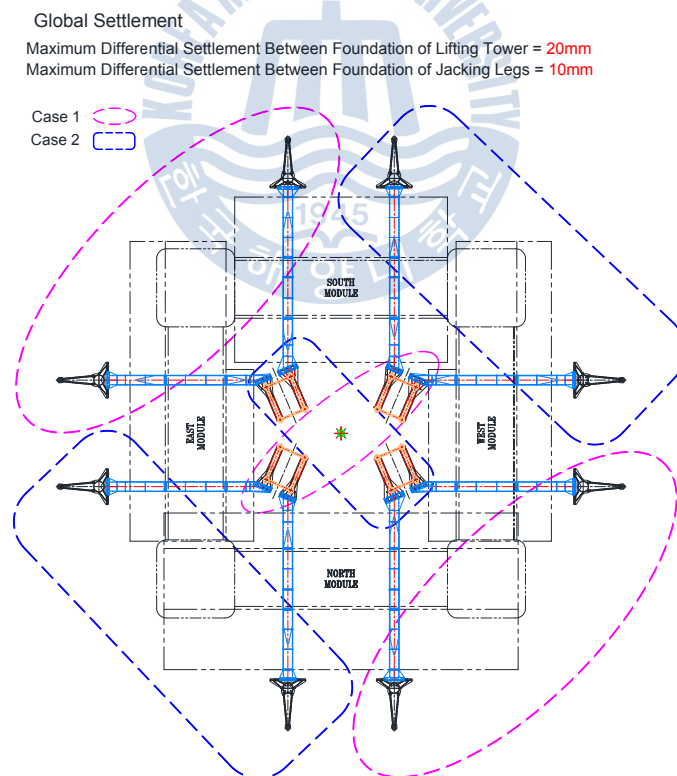


Fig. 26 Global Settlement

(5) Lifting Force Flow : 하중흐름을 파악하여 KEB와 인장판과 같은 힌지의 위치를 결정하여야 하며 본 논문에서 적용한 위치는 Fig. 27과 같다.

Superlifting Structure	Nos of Hinge Point	
	KEB	Tension Plate
Cathead	8nos	8nos
Jacking Leg	8nos	-
Carrier Beam	16nos	-

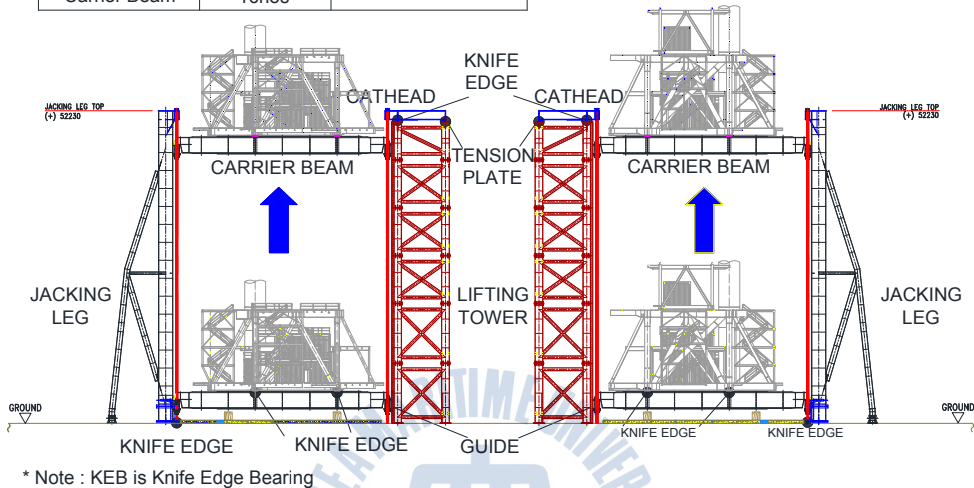


Fig. 27 Location of KEB and Tension Plate

(6) Check Points : 설계를 위한 여러 고려 사항을 결정하고 이에 따른 하중 조합을 결정하여야 하며 Table 15와 같이 예상하중조합, 최대하중조합, 용량설계와 국부설계를 위한 하중조합과 모니터링을 위한 하중조합으로 크게 구분하여 적용하였다.

2.2.2 기본하중 및 허용응력

전절에서 검토된 구조물의 특징을 분석한 후 Table 15와 같이 하중조합의 목적에 따라 수직하중과 수평하중으로 구분하고 이에 따른 해석적용방법을 결정하여 수퍼리프팅 구조물설계에 적용하였다.

하중조합 결정시 가장 중요한 부분은, 모든 조건을 고려할 목적으로 복잡한 하중조합을 사용하는 경우 오히려 결과에 대한 판단이 어려워 질 수 있다는 점이다. 이런 경우 구조물의 취약부분을 발견하지 못하고 구조물의 설계개념을 벗어나서 설계될 가능성이 있다. 따라서 하중조합은 반드시 간략하고 구조물의 특징을 잘 나타낼 수 있도록 결정하여야 한다.

Table 15 Basic Load and Resistance Criteria

		Loads								Resistance Criteria						
		Vertical Loads				Lateral Loads				Structure		Jack Utilization		Foundation		
		Nominal Weight	Factored Weight	Nominal Weight @ Corner of Envelope	Factored Weight @ Corner of Envelope	Load Settlement	Additional Moment	Static Wind	Lateral Adjustment Force for Mating	5% Lateral Load	Basic Allowable	1/3 increase	Working Load	Capacity	Design	Capacity
1	Design Case - Expected	X					X				X		X		X	
2	Design Case - Maximum		X				X				X		X		X	
3	Design Case - Local Design				X		X				X			X		X
4	Operation Case			X			X	X	X		X		X		X	
5	Contingency Case - Settlement		X			X						X		X		X
6	Contingency Case - Lateral Force			X						X		X		X		X

Table 15의 하중조합의 검토목적은 각 항목별로 Table 16에 나타내었으며 1/3 허용하중의 증가여부는 발생확률이 작고 수퍼리프팅 동안에 모니터링을 목적으로 결정된 5% 수평하중과 기초침하 하중조합에만 적용하였다. 그 이유는 과대 설계를 방지하고 수퍼리프팅 중에 모니터링하여 필요시 보수 가능하기 때문이다.

Table 16 Purpose of Load Combination

Load Combination		Purpose	Allowable Stress
Design Case	Expected	Expected Vertical Load Combination To be used for minimum vertical force to check the Superlifting Structure, Hydraulic Jack and Foundation.	No Increase
	Maximum	Maximum Expected Vertical Load Combination To be used for maximum vertical force to check the Superlifting Structure, Hydraulic Jack and Foundation.	No Increase
	Local Design	To be used for check the local stress check and capacity of strand jack and foundation settlement	No Increase
Operation Case	Actual Case	Expected Vertical and Lateral Load Combination for Superlifting Operation. To be used for design of Superlifting Structure, Hydraulic Jack and Foundation.	No Increase
Contingency Case	Settlement	To be used for monitoring foundation settlement under Superlifting structure and the minimum capacity of foundation	1/3 Increase
	Lateral Force	To be used for monitoring vertical and lateral displacement of Superlifting structure and the minimum lateral capacity of Superlifting structure for safety and stability	1/3 Increase

2.2.3 설계 방법

수퍼리프팅 설계는 다양한 구조물로 구성되고 연결되어있기 때문에 그 중요도와 역할에 따라 알맞게 해석하여야 한다. 지금까지는 이러한 해석방법이 구체적으로 정의 되어있지 않기 때문에 본 논문에서는 각 구성요소별로 필요한 해석방법을 Table 17과 같이 제시한다.

Table 17 Analysis Method of Each Items

Items		Linear Analysis			Non-Linear Analysis		
Structure	Main Element	Beam Theory	Hand Calculation	FEM	Beam Theory	Hand Calculation	FEM
Foundation		●	●	●			
Cathead	Main Structure			●			
	Tension Plate				●	●	●
	Knife Edge Bearing	●		●		●	
	Strand Jack Anchor			●			
Lifting Tower	Main Structure	●	●				
	Connection		●				
	Anchor Bolt		●				
Jacking Leg	Main Structure	●	●	●	●		
	Hinge Structure					●	
	Knife Edge Bearing	●		●		●	
	Strand Jack Anchor			●			
	Anchor Bolt		●				
Carrier Beam	Main Structure		●				
	Strand Jack Mount			●			
	Knife Edge Bearing	●		●		●	

기초설계는 무거운 해양구조물을 육상에서 건조하기 위한 가장 기본적인 단계이다. 일반적으로 기초는 여러 공사를 수행하기 위해 튼튼하게 설계되었고 이미 다른 프로젝트에 사용되어 충분히 다져졌을 것으로 예상하여 중요하게 여기지 않는 경우도 있다. 하지만 육상에서 건조되는 해양구조물의 무게가 기초설계에 적용된 하중보다 작더라도 구조물의 형상 및 작업방법에 따라 더 큰 하중이 국부적으로 작용할 수 있으므로 이미 제작 완료된 기초설계보다 현재의 구조물 무게가 작더라도 반드시 검증을 통해 문제 여부를 판단하여야 한다. 그 이유는 육상건조중이나 선적작업을 수행하는 도중에 할 경우 예상하지 못한 침하가 발생한다면 대처하기가 쉽지 않으며 큰 사고가 발생 할 수 있기 때문이다. 본 논문에서 적용한 GK-FPS 프로젝트에서는 기초안정성 검토를 통해 수퍼 리프팅 구조물과 스킵드 트랙(Track)의 기초를 Fig. 28과 같이 파일기초로 보강하였다.

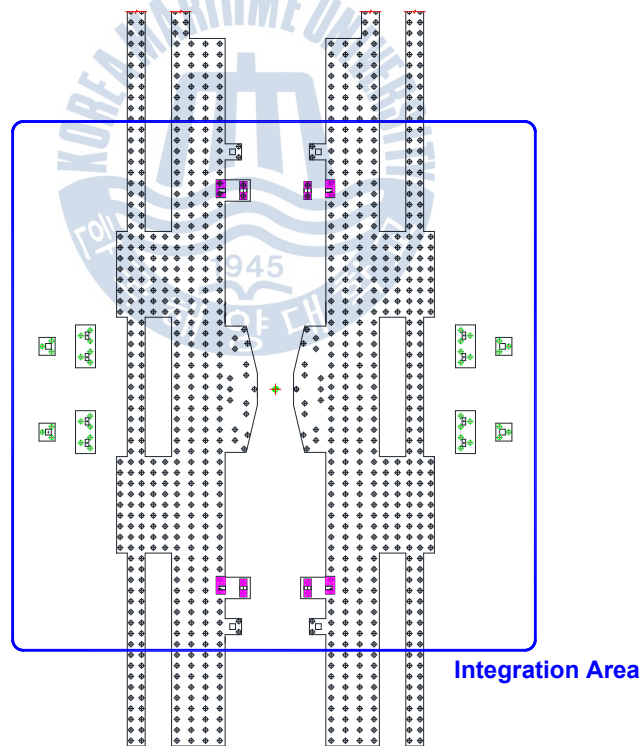


Fig. 28 Pile Foundation Arrangement

본 논문에서 새로 도입된 단순화된 컷헤드 설계를 위해서는 두 개의 힌지, 즉 인장판과 KEB가 컷헤드의 기능을 수행하기 위한 연결부이므로 이러한 힌지들은 소성변형을 고려하여 설계하여야 한다. 하지만 힌지가 파괴되는 경우 전체 구조물이 붕괴될 수 있으며 상세설계 단계에서 모형실험으로 검증할 수 있는 시간이 충분하지 않으므로 설계사와 감리사 사이의 의견 불일치가 발생할 가능성이 높다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위해서 본 논문의 주요 주제로 다루었으며 제 3장과 제 4장에서 비선형해석 기법을 소개하고 GK-FPS 프로젝트에 적용된 결과로 검증하였다. 컷헤드는 강판으로 제작된 복잡한 구조물이므로 컷헤드 자체 구조와 스트랜드 잭 거치대는 Table 17에서와 같이 FEM으로 구조 안전성을 확인해야 한다.

리프팅타워는 강판으로 이루어진 구조물이므로 SACS를 이용하여 해석을 수행하고 관련된 국부연결부는 “AISC 9th Edition, Steel Construction Manual Allowable Stress Design” 또는 “API-RP-2A-WSD 20th Edition” 기준으로 계산하였다.

잭킹레그 역시 강판으로 이루어진 구조물이나 사선 버팀대에 비해 주 기둥의 크기가 크므로 좌굴의 유효길이 판단이 설계자에 따라 보는 관점이 다르므로 부록 C와 같이 기하학비선형을 고려하여 좌굴에 대한 안전성을 추가로 검토하였다. 관련된 국부연결부는 리프팅타워와 같은 방법으로 수행하였으며 잭킹레그 하부구조물에 위치한 KEB는 제 4장에 소개하였다.

리프팅 빔은 현장에서 제작하는 박스형 구조물이므로 허용응력법으로 주 부재의 크기를 결정하였으며, 리프팅 빔에 있는 스트랜드 잭 거치대는 수 계산이나 빔 이론으로 증명하기 어려우므로 FEM으로 설계하였다. 상부구조물과 연결되는 KEB는 제 4장에 소개하였다.

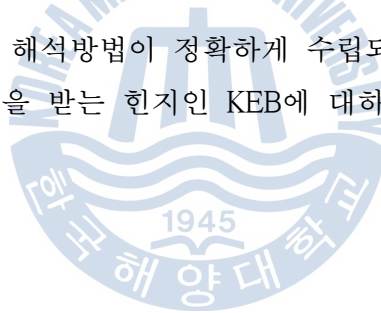
즉 기본적인 해석은 빔 이론인 SACS를 사용하여 “AISC 9th Edition, Steel Construction Manual Allowable Stress Design” 또는 “API-RP-2A-WSD 20th Edition” 기준으로 구조물 설계를 하고 간단하게 표현되지 않는 구조물이나 국부부재는 FEM(Patran)을 이용하여 해석하였으며 힌지인 KEB와 인장판은 비선형 유한요소해석으로 설계하였다. 추가적으로 유한요소해석으로 설계된 구조물

은 유한요소 해석 자체적으로 강판에 대한 좌굴검토가 되지 않으므로 반드시 DNV 규정에 따라 별도로 좌굴검토를 수행하여야 하며 본 논문에서 적용한 GK-FPS 프로젝트에서도 별도로 적용하였다.

이러하듯 수퍼리프팅 구조물 설계에는 다양한 검증과 해석이 필요하며 현재 까지 어떠한 공식적 설계지침이 없다 보니 설계자나 감리사가 해석기준이나 해석방법을 쉽게 결정하지 못하는 실정이다.

특히 최적설계에 필요한 강구조 힌지는 여러 논문 및 연구에서 이미 일부소성을 허용되어야 한다는 사실을 검증했음에도 불구하고 규모가 큰 대형 공사에서는 강체연결부의 파괴가 전체구조물에 구조적 손상을 줄 수 있고, 이러한 강체 연결부에 대하여 국내외 설계기준서나 시방서에서는 구체적인 적용방법을 제시하고 있지 않기 때문에 실제 설계자나 감리사가 소성화를 고려한 강체연결부 설계에 대한 여러 이점을 대형공사에 적용 및 허용하는 경우가 국내뿐 아니라 해외에서도 조차 어려움이 따르는 것이 현 실정이다.

따라서 본 논문은 현재 해석방법이 정확하게 수립되어있지 않은 인장력을 받는 힌지 인장판과 압축력을 받는 힌지인 KEB에 대하여 제 3장과 제 4장에 자세히 다루기로 한다.



2.3 대형해양구조물 선적을 위한 구조물

2.3.1 구조물의 구성

육상에서 대형해양구조물을 최종조립 하였다 하더라도 운송선의 선적능력이 작거나 선적 도중에 선적을 위한 구조물의 강도가 작아 선적을 수행할 수 없다면 해결할 수 있는 유일한 방법은 최종 조립된 해양구조물의 무게를 감소시키기 위해 일부분을 제거하여야 한다. 따라서 육상총조립방법에서 선적을 위한 운송선의 발라스트(Ballast) 및 예비부력의 능력을 반드시 개념설계에서 검토하여야 하며 선적에 사용될 구조물은 충분한 안전성을 가지도록 설계하여야 한다.

본 논문에서는 육상총조립방법을 결정하기 위하여 부록 D와 같이 사전에 GK-FPS를 직접 지지하는 스킵 슈의 최적 길이를 GK-FPS의 안전성측면에서 결정하였으며 안전한 선적작업을 위하여 안벽과 기초의 안전/안정성을 추가로 검토하였다.

따라서 본 논문에서 적용한 GK-FPS 선적을 위한 구조물은 Fig. 29, Fig. 30과 같이 스트랜드 와이어, 스킵 슈, 스킵 빔, 콘크리트 블록, 고정앵커, 스트랜드 잭 거치대, 스킵 빔과 연결된 Outrigger, 선박 보강용 그릴리지(Grillage) 등으로 구성되어 있으며 육상에서 제작된 해양구조물의 안전한 선적을 위하여 작업 시스템, 풀링 시스템, 스킵 시스템, 계류 시스템이 필요하다.

- a) Jackup System : 작업 시스템은 유압잭, 스킵 슈로 구성되며 그 역할은 육상에서 제작된 해양구조물의 무게와 동일한 하중을 유압잭을 이용하여 균등하게 해양구조물을 지지하도록 하여 해양구조물 자체안전성과 파일기 초 안전성을 증가시키는 것이 주목적이다.

따라서 부록 D와 같이 스킵 슈의 총길이, 스킵 라인의 개수, 유압잭의 배치 등을 고려하여 작업 시스템을 설계하여야 한다.

- b) Pulling System : 풀링 시스템은 스트랜드, 스트랜드 잭, 스트랜드 잭 거치대, 고정앵커로 구성되어 있으며 그 역할은 육상에서 건조된 해양구조물의 무게로 발생한 정지마찰력을 이길 수 있는 힘을 만들어 내는 것이 주목적

이다.

- c) Skid System : 스킨드 시스템은 스킨드 빔, 스테인리스 스틸, 플라스틱 솔리듀어(Plastic Solidur), Outtrigger로 구성되며 육상에서 건조된 해양구조물을 운송선으로 선적하기 위해 사용되는 미끄럼 길 역할이기 때문에 구조적으로 튼튼하게 설계되어야 하며 스킨드 시스템에서 발생한 마찰력은 선적 작업에 가장 기초가 되므로 최적의 접촉면이 되도록 하여야 한다. GK-FPS 프로젝트의 경우 플라스틱 솔리듀어와 스테인리스 스틸에 그리스(Grease)를 사용하였으며 정지마찰계수는 0.15를 사용하였다.
- d) Mooring System : 계류시스템은 운송선, 곡주(Bitt), 방충재, 계류라인, 블라드(Bollard) 등으로 구성되며 GK-FPS 프로젝트에서는 당시 규모가 가장 큰 도크와이즈사(Dockwise Shipping B.V)의 블루마린(Blue Marlin)이란 선박을 사용하였다.

육상에서 건조완료 된 해양구조물은 운송선에 선적을 위해 운송선이 적정 위치를 유지하기 위해 계류를 하였으며 선적완료 후에도 운송선 갑판 위에 고박장치(Sea-Fastening) 설치작업을 위해 안벽과 운송선 중간에 스페이서(Spacer) 바지(Barge)를 넣어 계류하였으며, 부록 E에 있는 계류 배치는 범용 프로그램 MOSES를 사용하여 얻어진 동적하중으로 검증하였다.

Number of Loadout Structure

- * Strand Wire : 4 lines
- * Skid Shoe : 80 nos.
- * Skidbeam : 76 nos.
- * Penny Weight : 244 nos.
- * Fixed Anchor : 4 nos.
- * Strand Jack Mount : 4 nos.
- * Grillage : 4 lines

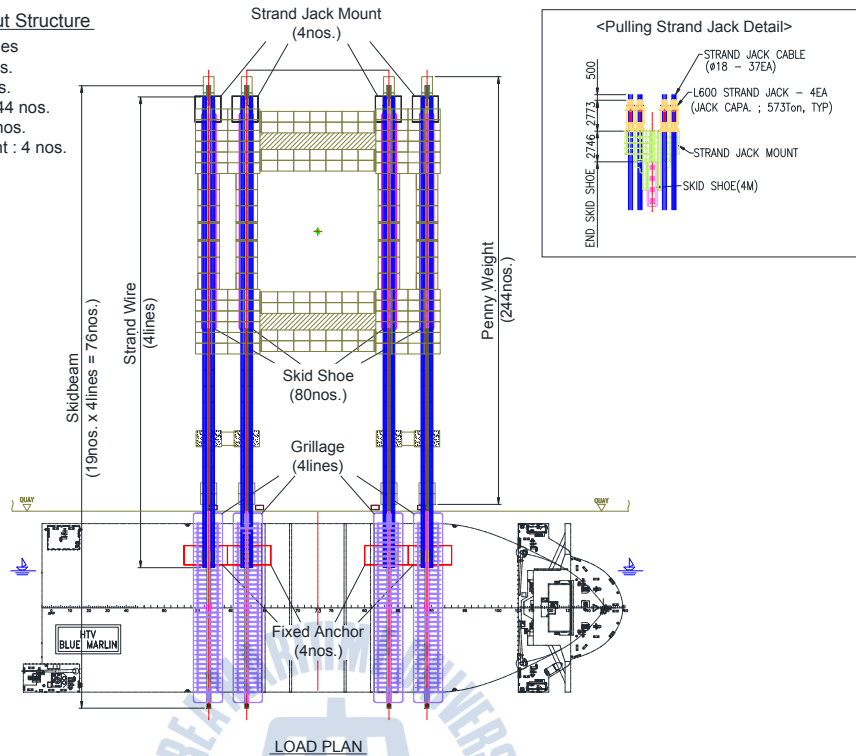


Fig. 29 Loadout Structure Arrangement

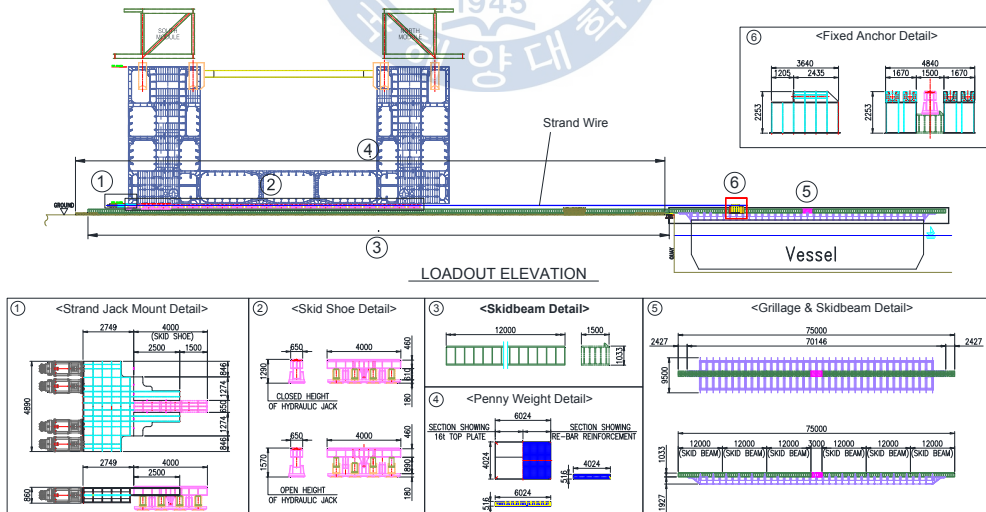


Fig. 30 Detail of Loadout Structure

2.3.2 구조물의 기본개념

육상에서 제작 완료된 대형해양구조물을 운송선으로 안전하게 선적하기 위해서는 Fig. 31과 같이 당기는 힘이 마찰력보다 커야하며 이로 인해 발생된 반력의 흐름을 스키드 빔 내부에서 모두 상쇄되도록 설계하는 것이 본 논문에서 제시하는 직접연결 선적 개념이다.

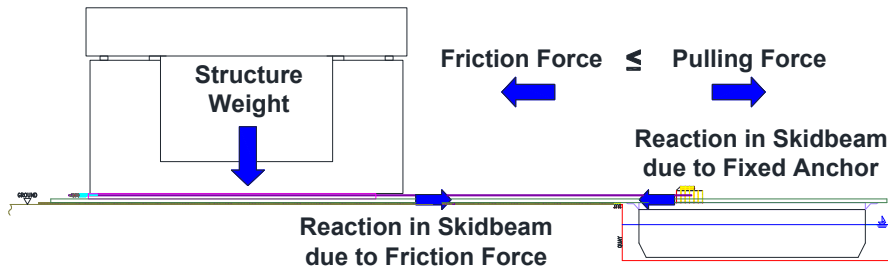
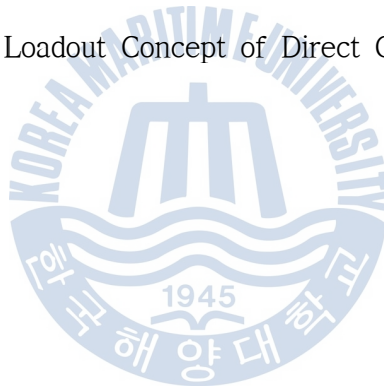


Fig. 31 Loadout Concept of Direct Connection



2.4 선적설계 기법

2.4.1 구조물의 특징 분석

어떠한 대형 해양구조물을 운송선에 선적하기 위해서는 기초 및 안벽 검토, 해양구조물 자체 구조안전성 검토, 선적을 위한 구조물 검토 등 여러 검토가 필요하다. 여기서 가장 중요한 요소는 운송될 대형 해양구조물이므로 Fig. 32의 해석흐름도와 같이 스킨드라인의 개수와 스킨드 슈의 길이를 해양구조물의 구조적 안전성을 기준으로 결정한 후 다른 요소들을 검토하였다.

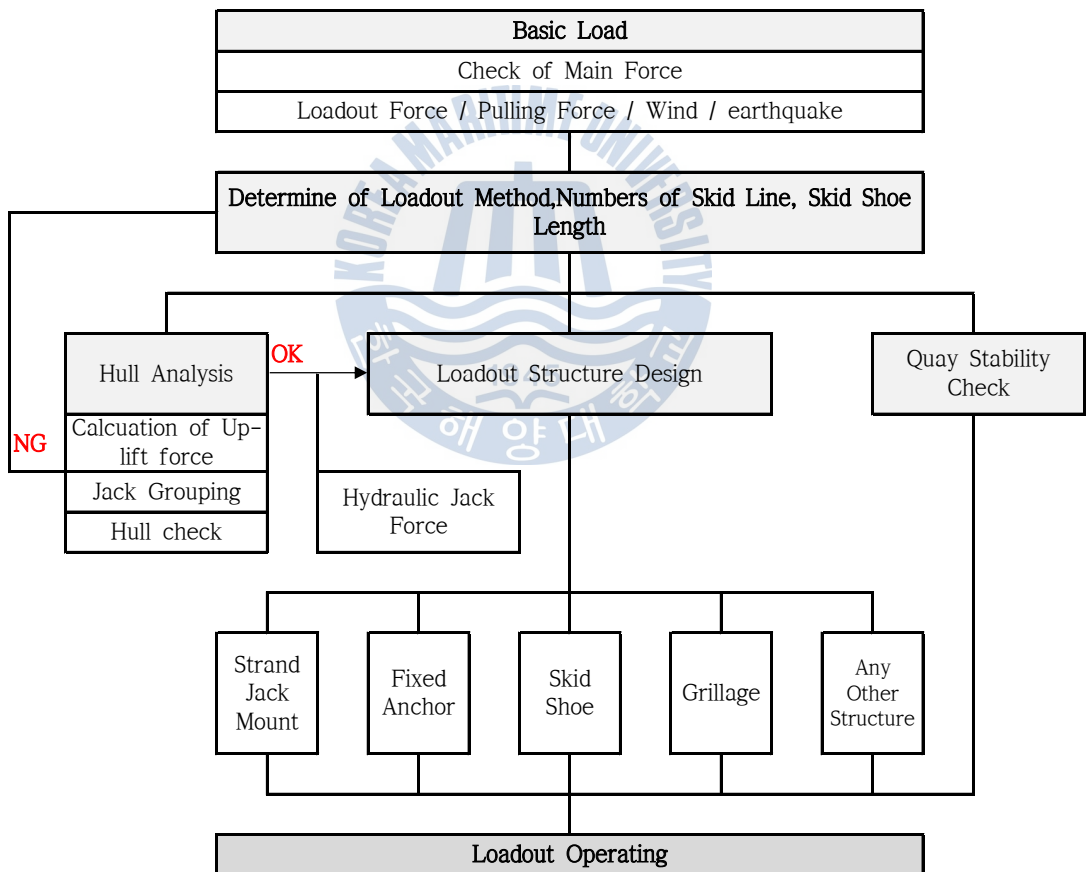


Fig. 32 Flow Chart for Design Load Selection

2.4.2 스킨드 라인 및 스킨드 슈 배치

스킨드 라인 개수는 운송될 해양구조물의 벌크헤드(Bulkhead)의 개수에 따라 결정되어 진다. 아래의 Fig. 33은 본 논문에서 사용된 GK-FPS의 하부구조물의 단면으로 주요 벌크헤드가 총 4곳에 위치하여 스킨드 라인의 개수를 4개로 결정되었다. 이에 따른 스킨드 슈의 길이 결정은 부록 D에서처럼 대형해양구조물의 무게와 돌출부 길이를 고려하여 FE 해석을 통해 72m로 결정되었다.

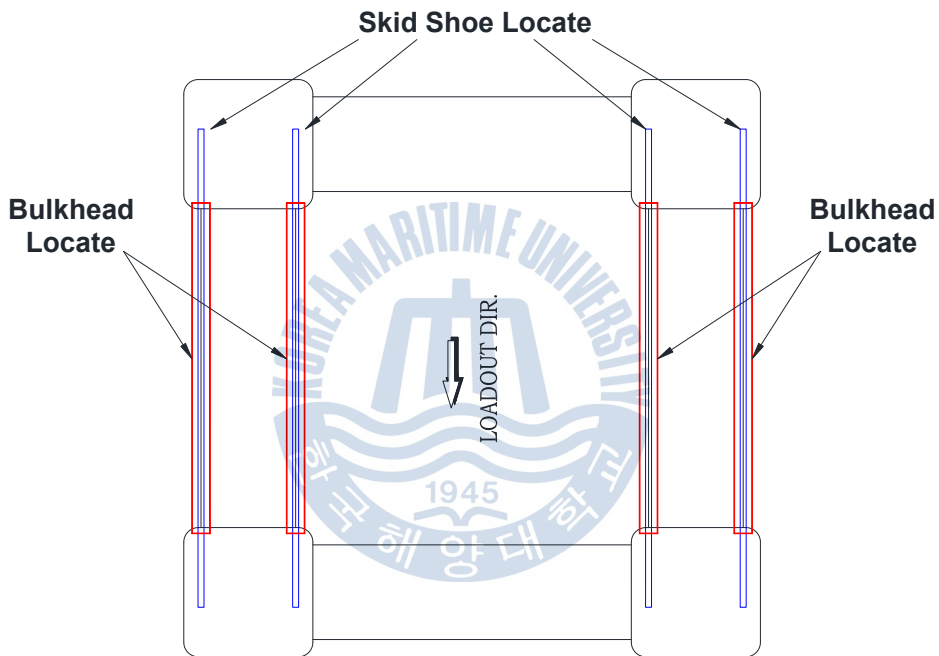


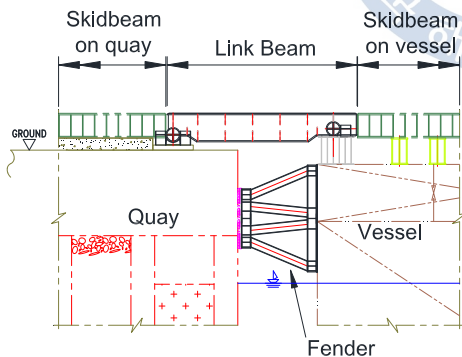
Fig. 33 Location of Bulkhead and Skid Shoe

2.4.3 선적방법 수립

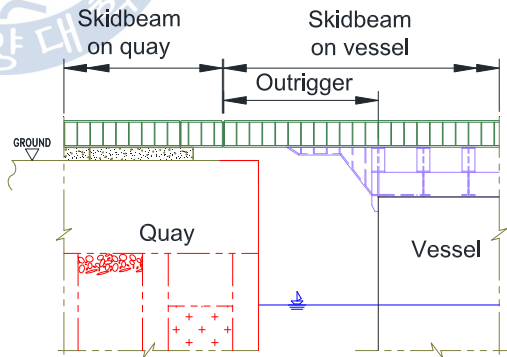
대형구조물의 선적을 안전하게 수행하기 위해서 하부구조물의 튼튼한 위치에 스키드 라인을 배치한 후 벌크헤드의 개수에 따라 스키드 라인의 수가 결정되어지며, 당기는 힘의 흐름에 따라 안벽과 선박 사이의 연결부가 Table 18, Fig. 34와 같이 구분된다. 그리고 Table 19와 같이 유압잭 그룹들(Hydraulic Jack Grouping)과 배치도 결정되어야 한다.

Table 18 Connection for Quay and Vessel

Type	Description	Application
Fender & Link Beam	Temporary Fender to be required between Quay and Vessel Link Beam to be required between Quay and Vessel for cross-over of GK-FPS	X
Direct Connection	Skidbeam to work instead of Temporary Fender and Link Beam. Outrigger to be required for Loadout Operation	●



Link Beam Connection



Direct Connection

Fig. 34 Type of Connection for Quay and Vessel

Table 19 Hydraulic jack Grouping and Arrangement

Type	Description	Application
Grouping & Arrangement	To ensure that structural stability of offshore structure during Loadout, hydraulic jack grouping and arrangement must be required for even uplift force.	●

2.4.4 기본하중 및 하중조합 결정

대형해양구조물을 운송선에 선적하기 위해서는 전술한 것과 같이 무게에 의한 수직하중을 해양구조물에 강한 위치에 전달되도록 하여도 자체안정성 확보고 불가능할 수 있으므로 유압잭을 사용하여 등분포하중으로 전달되도록 하여야만 한다. 즉 선적해석을 위한 기본하중과 하중조합은 등분포하중을 결정하고 그 하중으로 구조적 안전성을 파악하여야 한다. 따라서 “2.4.1 구조물 특성 분석”을 통해 선적 구조물의 특성을 파악하고 Table 20과 같이 기본하중에 대한 하중조합을 결정하였다.

(1) 해양구조물 자체 안전성 검토

Step 1 (Reaction Check) : Step 1은 유압잭 배치를 위한 반력을 확인하는 단계로 Step 2에서 사용되기 위해 계산되어진다.

Step 2 (Uplift Force Check) : Step 2의 주요 목적은 Step 1에서 얻어진 수직 방향 반력을 이용하여 유압 잭 하중을 결정하고 배치하는 것이다. 이 단계는 구조물의 해석은 필요하지 않으며 수 계산으로 들어 올리는 힘을 산정한다. 이 값은 Step 3에 사용되어 진다.

Step 3 (Analysis) : Step 3는 Step 2에서 얻어진 유압 잭 하중을 이용한 선적 해석으로 하부구조물 바닥의 곡률(Curvature) 계산을 통해 스킵드 슈의 Shim 판을 설계하며, 곡률을 고려하여 하부구조물의 구조적 안정성 및 버클링(Buckling) 강도를 확인한다.

다음의 Table 20은 각 단계에 대한 하중조합을 나타내며, Step 1의 경우 단순 반력만을 확인하는 것으로 하중계수는 1.0을 적용하고, Step 3의 작업조건 (Operation), 우발적조건(Accidental)인 경우는 하중의 불확실성을 고려한 하중계수 1.1을 적용하였다.

Table 20 Basic Design Load Combination for Hull Analysis

Step		BLC1	BLC2	BLC3	BLC4	BLC5
Step 1		1.0			1.0	
Step 2		Designed by Excel				
Step 3	Operation	1.1	1.1	1.0	1.1	
	Accidental	1.1	1.1		1.1	1.0
	Curvature	1.0	1.0		1.0	

Note : BLC1 - Hull structure dead weight & Topside load

BLC2 - Up-lifting force of hydraulic jack

BLC3 - Wind force

BLC4 - Minimum ballast weight of FPS

BLC5 - Accidental Case

Fig. 35는 해양구조물 자체의 곡률을 나타내고 있으며 선적 작업 중에 유압잭을 사용하지 못하고 스킴드 슈에 있는 수직지지대로 지지하는 경우 등분포 하중을 해양구조물에 전달하기 위해 계산된 곡률을 유지하도록 수직지지대 밑에 Shim 판을 넣어야 한다.

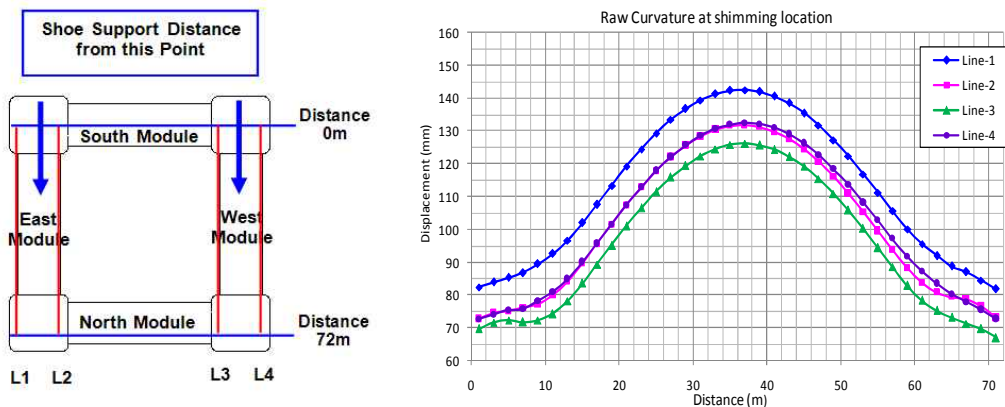


Fig. 35 Raw Curvature extracted from FEM Result

다음의 Fig. 36은 선적작업 수행시 하부구조물의 안정성을 위해 3가지 경우 (Curvature Calculation Case, Operating Case, Accidental Case)에 대한 해석의 흐름을 보여준다.

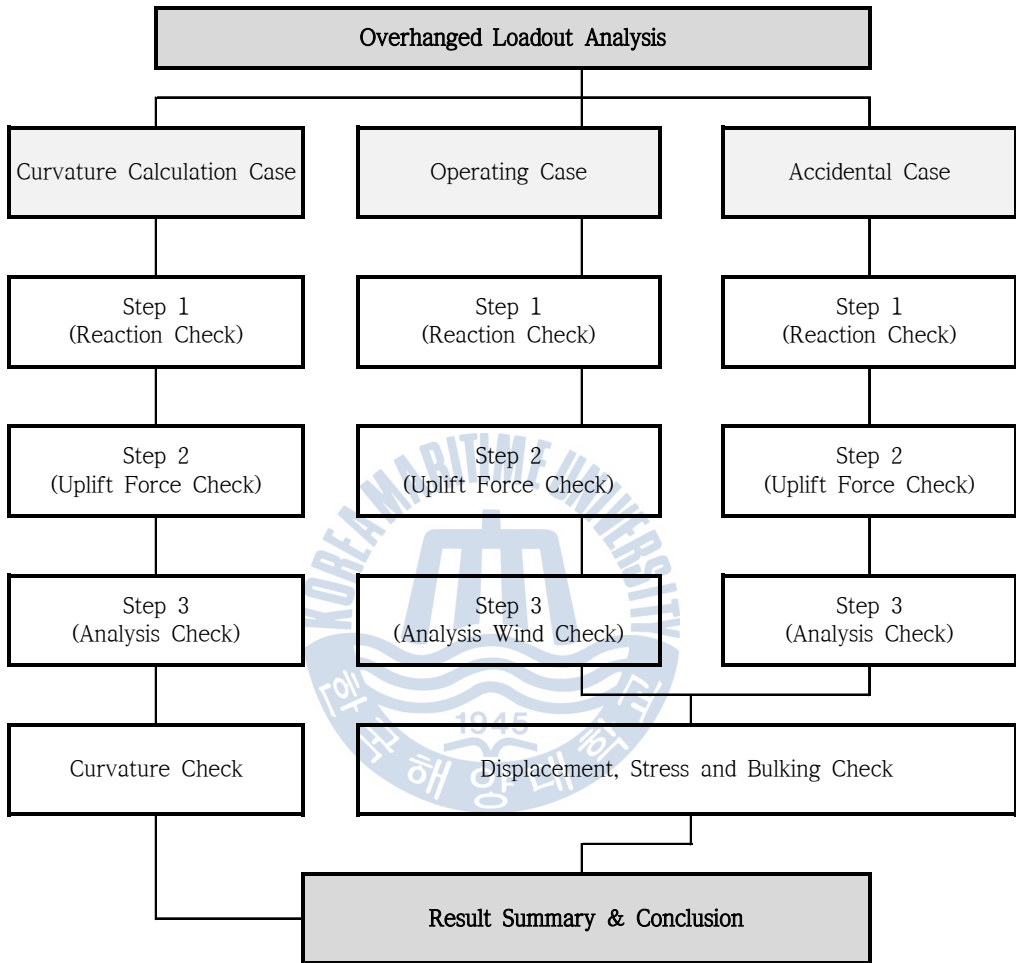


Fig. 36 Hull Structure Analysis Flow for Loadout

(2) 선적작업을 위한 보조 구조물설계

다음 Table 21 ~ Table 23은 선적작업을 위한 보조 구조물 설계를 위한 기본 하중에 대한 설명을 나타내고 있다.

Table 21 Basic Load Case for Strand Jack Mount and Fixed Anchor Design

ID	Description
LC1	Dead load of Strand jack mount or fixed anchor
LC2	Strand jack pulling force (LC21, LC22 : Load case for pulling force for each strand jack)
LC3	Strand jack self weight, if required
LC4	Strand jack pulling force (for accidental condition, only three (3) strand jack is considered)

Table 22 Basic Load Case for Skid Shoe Design

ID	Description
LC1	Dead load of skid shoe
LC2	Vertical load due to weight of offshore structure
LC3	Horizontal load ($LC2 * 15\%$) : Length-direction (Breaking Condition)
LC4	Horizontal load ($LC2 * 9\%$) : Length-direction and breadth-direction (Moving Condition)

Table 23 Basic Load Case for Skidbeam and Grillage Design

ID	Description
LC1	Dead load of Skidbeam, link beam or grillage
LC2	Vertical load due to weight of offshore structure
LC3	Vertical load at vertical support of skid shoe due to weight of offshore structure
LC4	Horizontal load ($LC3 * 15\%$) : Length-direction
LC5	Horizontal load ($LC3 * 9\%$) : Length-direction and breadth-direction, if required

다음 Table 24은 선적작업에 필요한 보조 구조물 설계를 위한 하중조합을 나타내고 있다.

Table 24 Load Combination for Loadout Structure

Status		LC1	LC2		LC3	LC4	LC5
			LC21	LC22			
Strand Jack Mount & Fixed Anchor							
Operation	Even	1.0	1.1		1.0		
	Uneven	1.0	1.1*0.95	1.1*1.05	1.0		
Accidental		1.0			1.0	1.0	
Skid Shoe							
Operation	Supported	1.0	1.1				
	Breakout	1.0	1.1		1.1		
	Moving	1.0	1.1			1.1	
Accidental		1.0	1.1*1.2			1.1	
Skidbeam & Grillage							
Operation	Supported	1.0	1.1				
	Breakout	1.0			1.1	1.1	
	Moving	1.0			1.1		1.1
Accidental		1.0			1.1*1.2		1.1

상기 Table 24에서 Accidental 하중조합은 문제가 발생 된 경우 완전 붕괴되지 않고 보수/보강하여 선적작업이 가능한 조건을 검토하는 하중조합이므로 허용하중을 1/3 증가하여 적용하였다.

2.4.5 Foundation 설계

기초 설계는 슈퍼리프팅 구조물의 기초를 설계 했을 때와 마찬가지로 안전한 선적을 수행하기 위해 미끄럼 면이 되는 스킵드 트랙 및 안벽의 기초를 Fig. 37 과 같이 파일 기초로 보강하였다.

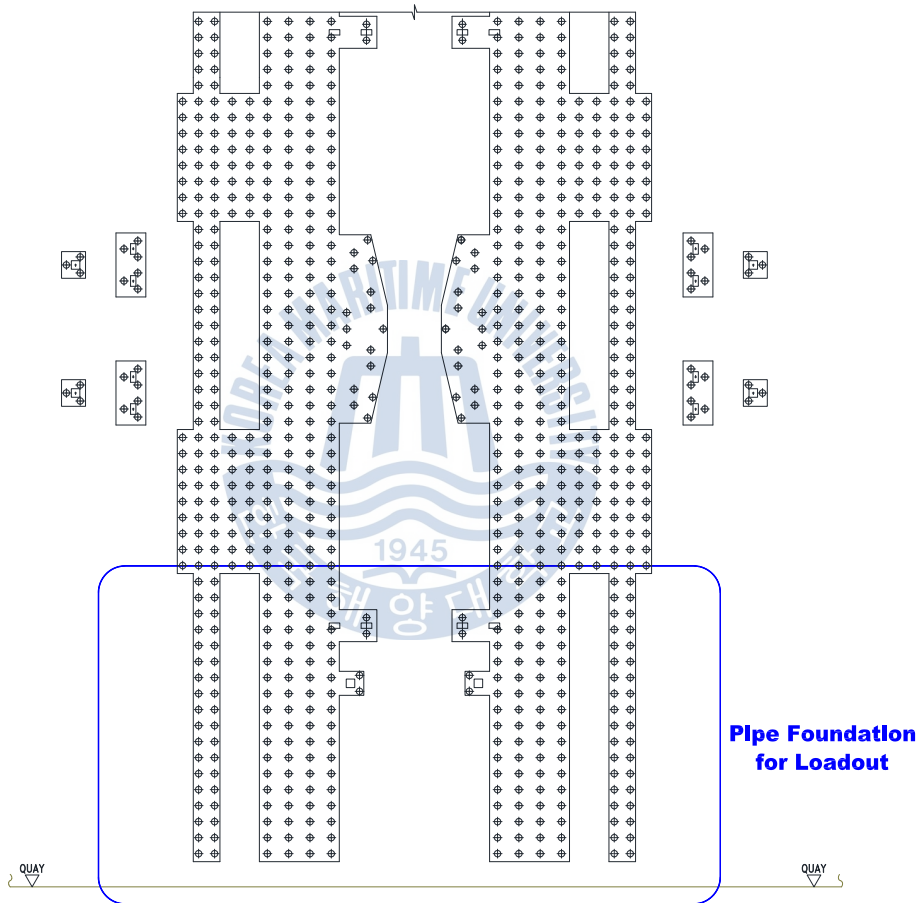


Fig. 37 Pile Foundation for Loadout

제 3 장 인장력을 받는 힌지에 대한 연구

3.1 캐헤드의 인장판

3.1.1 인장판의 설치 위치

수퍼리프팅 구조물에서 인장력을 받는 힌지인 인장판은 캐헤드와 리프팅타워 연결부에 설치되어있다. 따라서 인장판의 설치위치를 알기 위해 Fig. 38은 캐헤드의 설치 위치를 나타내고 있다.

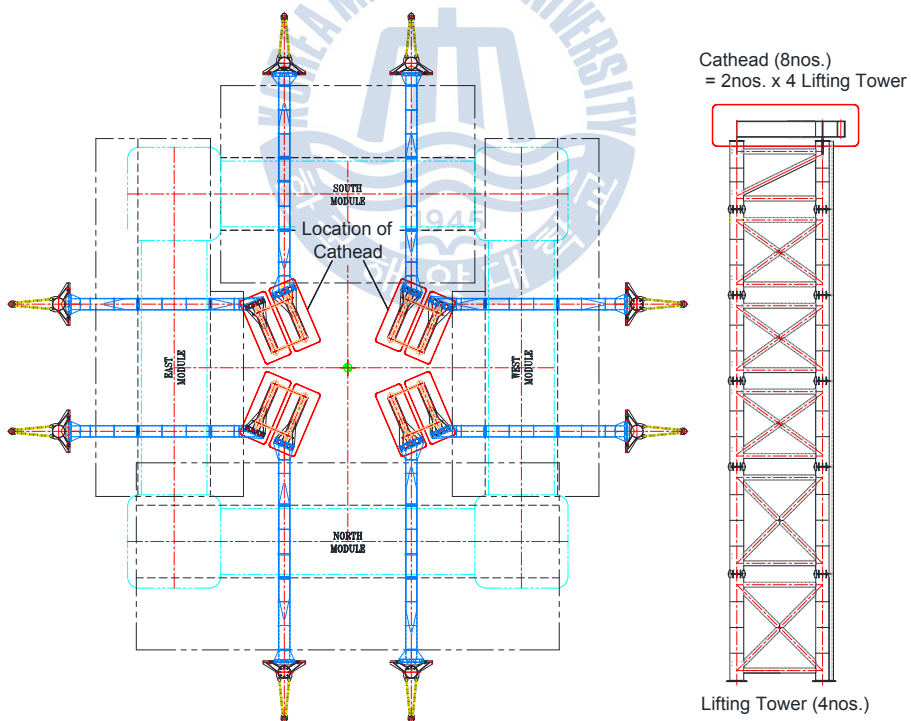


Fig. 38 Location of Cathead

3.1.2 인장판의 형상

인장판은 캐헤드에서 발생된 모멘트를 리프팅 타워에 전달되지 않도록 설계된 힌지이다. Fig. 39와 같이 위치는 캐헤드의 뒷부분에 설치되어있으며 인장판의 두께를 작게 하여 모멘트가 크게 발생되더라도 회전이 되도록 하여 리프팅 타워에는 인장력만 전달되도록 설계된 구조물이다. 하지만 위험성이 큰 연결부에서는 탄성영역의 결과만을 인정하는 경우가 많아 인장판의 설계개념과 상반되므로 최적설계에 어려움이 따른다. 이 때문에 본 논문에서는 GK-FPS에 대해 여러 가지 기법으로 해석을 수행한 결과를 비교하여 인장판 설계기법을 제시한다.

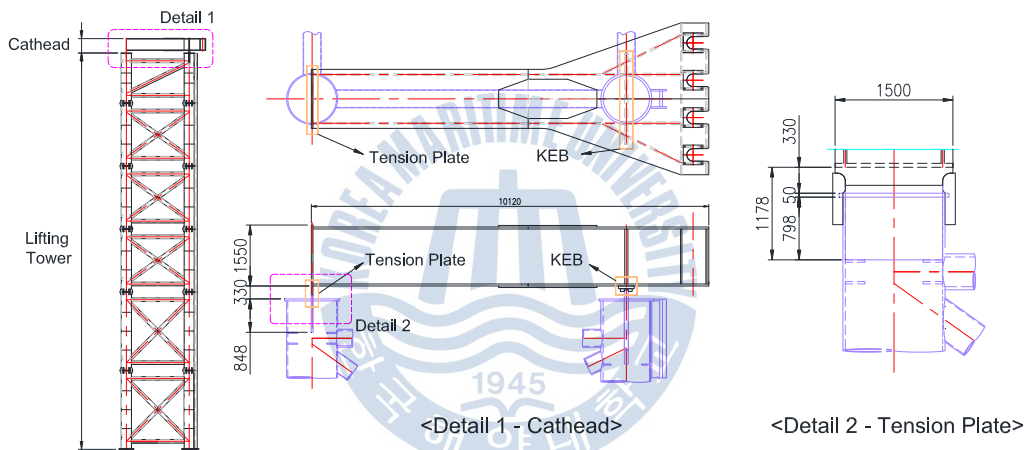


Fig. 39 Cathead and Tension Plate

3.2 인장판의 설계 기법

현재 국내외 시방서나 설계기준서는 강체연결부에 대한 일부소성영역의 허용 기준을 현업에 적용할 수 있도록 명확하게 제시되어 있지 않아 본 논문에서는 Table 25에서와 같이 선형해석과 비선형 해석을 기준에 의한 여러 가지 방법으로 그 결과를 비교하여 설계방법에 대한 신뢰성을 높이고 최종 설계방법을 제시하고자 한다.

Table 25 Analysis Solution of Tension Plate

Load Case	Analysis Method		Application
CASE A-1	Linear Analysis	수계산	Tension+Moment(Major Axis)
CASE A-2			Tension+Moment (Major Axis+Minor Axis)
CASE A-3			Shear(Lateral Force)
CASE A-4			Shear(Lateral Force+Torsion)
CASE B-1		Beam Theory	6 Segments of Tension plate
CASE C-1		FEM	Shell
CASE C-2			Solid
CASE C-3	Linear Analysis (Composition Element)	FEM	Solid+Beam(lifting tower)
CASE D-1	Nonlinear Analysis	FEM	Shell
CASE D-2			Solid

Table 25에 사용된 프로그램은 SACS 5.3 V8과 Patran/Nastran 으로 각각 빔 이론과 유한요소방법(FEM)해석을 수행하였으며 해석방법에 대한 목적은 아래와 같다.

3.2.1 설계하중 정의

본 논문에서는 인장판의 설계를 위해 적용한 설계하중은 인양하중이 가장 큰 위치의 하중을 적용하였으며 설계 당시의 하중에 대한 불확실성과 국부부재 검토를 고려하여 1.21 하중계수를 적용한 값을 Table 26에 나타내었다. 따라서 Table 26에 나와 있는 설계하중은 인장판에 직접 적용한 하중이 아니며 캐트헤드 끝단에 적용하여 인장판의 내력으로 인장판을 설계하였다.

Table 26 Design Load of Cathead

Direction	Fx (From Bow)	Fy (From Center)	Fz (Upward)	Longitudinal Direction is X Axis
Design Load	7.0 kN	3.0 kN	30,894.0 kN	

3.2.2 일반적 수계산

(1) Tension + Moment (강축)

인장판 설계 방법 중 Case A-1은 거싯플레이트(Gusset Plate) 설계시 적용하는 일반적인 방법이며 약축에 대한 모멘트에 의해 소성이 국부적으로 발생한다는 가정 하에 약축에서 발생하는 모멘트를 고려하지 않고 계산하는 방법이다. 해석 적용이 간단하여 힘의 흐름을 정확하게 판단하고 사용하는 경우 매우 편리한 방법이지만 실제 발생하는 모멘트를 무시하므로 소성되는 영역의 찢어짐에 대한 위험성이 항상 존재한다.

다음 식(3.1)은 Case A-1에 대한 안전성 평가를 위한 계산식이며 인장력과 강축모멘트에 대한 응력에 허용응력으로 나눈 합이 1.0보다 작은 경우 안전하다.

$$\left(\frac{\sigma_z}{0.6\sigma_y} + \frac{\sigma_{mx}}{0.6\sigma_y} \right) < 1.0 \quad (3.1)$$

여기서, $\sigma_z = F_z$ (인장력) / $Area$ (인장판의면적)

$\sigma_{mx} = M_x$ (강축에 대한모멘트) / S_x (강축에 대한 단면계수)

σ_y = 인장판의 항복응력

(2) Tension + Moment (강축+약축)

Case A-2는 모멘트 연결부에 대한 일반적 계산 방법이지만 힌지를 계산하기 위한 계산식은 아니다. 본 논문에서는 Case A-1의 결과를 비교하기 위하여 추가로 계산을 수행하였다. 즉 약축에 발생된 모멘트에 대한 소성을 인정하지 않고 그대로 계산하여 인장판 설계에서는 과대평가 될 수 있다.

다음 식(3.2)는 Case A-2에 대한 안전성 평가를 위한 계산식이며 인장력과 모멘트(약축+강축)에 대한 응력 결과를 허용응력으로 나눈 합이 결과가 1.0보다 작을 경우 안전하다.

$$\left(\frac{\sigma_z}{0.6\sigma_y} + \frac{\sigma_{mx}}{0.6\sigma_y} + \frac{\sigma_{my}}{0.6\sigma_y}\right) < 1.0 \quad (3.2)$$

여기서, $\sigma_z = F_z$ (인장력) / $Area$ (인장판의 면적)

$$\sigma_{mx} = M_x \text{ (강축에 대한 모멘트)} / S_x \text{ (강축에 대한 단면계수)}$$

$$\sigma_{my} = M_y \text{ (약축에 대한 모멘트)} / S_y \text{ (약축에 대한 단면계수)}$$

$$\sigma_y = \text{인장판의 항복응력}$$

(3) 횡하중에 의한 전단력

AISC ASD 9th에서는 횡하중에 의한 전단력은 인장력과 모멘트에 의한 응력과는 별도로 평가를 수행하므로 Case A-3을 본 논문에서는 별도로 취급하였다. 또한 일반적인 거싯플레이트 해석과 같은 방법으로 비틀림에 의한 인장판의 일부 소성이 국부적으로 발생하며 이로 인한 찢어짐이 발생하지 않는다는 가정하에 비틀림 하중을 고려하지 않고 계산하였다.

Case A-1과 같이 Case A-3은 해석 적용이 간단하여 힘의 흐름을 정확하게 판단할 경우 주로 편리한 방법이나 실제 발생하는 하중을 무시하므로 소성되는 영역의 찢어짐에 대한 위험성이 항상 존재한다.

다음 식(3.3)은 전단력에 대한 안전성 평가를 위한 식이며 전단응력을 허용응력으로 나눈 값이 1.0 보다 작으면 안전하다.

$$\left(\frac{\sigma_s}{0.4\sigma_y}\right) < 1.0 \quad (3.3)$$

여기서, $\sigma_s = 1.5 \times F_s$ (전단력의 합력) / $Area$ (인장판의 면적)

$$\sigma_y = \text{인장판(Tension Plate)의 항복응력}$$

불균일한 전단응력의 분포를 고려하기 위하여 전단력의 합에 1.5 하중계수를 추가로 고려하였다.

(4) 비틀림과 횡하중으로 인한 전단력

Case A-4는 Case A-3의 해석결과를 비교하기 위한 해석케이스이다. 즉 비틀림에 대한 소성을 인정하지 않고 그대로 계산하여 탄성영역에서 해석을 수행한 경우이며 본 논문에서 적용하는 인장판에는 해석결과가 과대평가 될 수 있다.

다음 식(3.4)는 전단력(횡하중+비틀림)에 대한 안전성 평가를 위한 식이며 전단응력 결과를 허용응력으로 나눈 값의 합이 1.0 보다 작아야 안전하다.

$$\left(\frac{\sigma_s}{0.4\sigma_y} + \frac{\sigma_t}{0.4\sigma_y} \right) < 1.0 \quad (3.4)$$

여기서, $\sigma_s = 1.5 \times F_s$ (전단력의 합력) / $Area$ (인장판의 면적)

$$\sigma_t = 3 \times M_z (\text{비틀림 모멘트}) / \{ B (\text{인장판의 폭}) \times T^2 (\text{인장판의 두께}) / 3 \}$$

$$\sigma_y = \text{인장판의 항복응력}$$

Case A-3과 같은 방법으로 불균일한 전단응력의 분포를 고려하기 위하여 전단력의 합에 1.5 하중계수를 추가로 고려하였다.

(5) UC 검토

SACS의 해석결과에서 얻어진 인장판의 내력으로 식 (3.1)에서 식 (3.4)을 검토한 결과 Case A-2의 UC의 값이 1.681로서 약축에 대한 모멘트를 고려하여 인장판의 안전성을 평가하는 경우 문제가 발생하는 것으로 확인되었다. 하지만 인장판의 일부소성을 인정하는 경우 UC값이 0.500 미만으로 충분히 안전하게 평가되었으므로 그 결과 차이가 크고 찢어짐에 대한 불확실성이 있으므로 FEM 해석에 대한 안전성 평가가 추가로 필요하다.

Table 27 Unity Check of Hand Calculation

해석방법	구분	CASE A-1	CASE A-2	CASE A-3	CASE A-4
수계산	UC	0.431	1.681	0.102	0.216

3.2.3 Beam Theory 설계

Case B-1은 정석적인 해석방법은 아니지만 SACS 모델에 직접 적용하여 해석 결과를 얻을 수 있는 방법이므로 평가하기가 쉬워 인장판에 대한 상세설계 전에 임시로 판단 할 수 있는 좋은 기준이 될 수 있다. 즉 인장판을 길이방향으로 6등분하여 빔 이론으로 직접 계산하는 방법이며, 전체(Global) 해석에서 직접 적용할 수 있다는 장점이 있으나 각 절점에서 내력을 계산하여 하중을 전달하는 방법이므로 등분 개수나 유효길이에 따라 결과 값이 바뀌는 단점이 있다.

평가 방법은 발생된 모든 내력으로 인장판의 안전성을 평가하며 이때 적용된 허용응력은 AISC-ASD 9th를 기준으로 평가하였다.

해석결과는 Table 28과 Fig. 40에 나타내었으며, 길이는 한 세그먼트(Segment) 당의 길이이며 1 요소에서 UC의 값이 1.37이 나와 불안정하게 평가되었다.

Table 28 Unity Check of SACS Analysis

해석방법	구분	Segment	Length	CASE B-1
Beam Theory	UC	1	0.057m	1.37
		2	0.057m	1.10
		3	0.057m	0.83
		4	0.057m	0.56
		5	0.05m	0.63
		6	0.05m	0.86



Fig. 40 UC Result of SACS Analysis

3.2.4 FEM 선형 해석

Case C-1과 Case C-2는 탄성영역에서 FEM(Finite Element Method)을 이용하여 계산하는 방법이므로 소성영역을 포함하는 힌지인 인장판의 경우 과대평과가 될 수 있으므로 비선형 FEM 해석결과와 비교 용도로 해석을 수행하였다. 여기서 C-1과 C-2의 차이는 요소의 형식이며 각각 판과 솔리드(Solid)모델에 대한 계산결과를 본 미세스 응력(Von-Mises Stress)로 평가하였다. 이때 허용응력은 Fig. 41, 42와 같이 메쉬(Mesh)의 크기가 각각 80mm, 50mm로 이하로 매우 작으므로(Fine Mesh) 보수적으로 $0.8 \cdot \sigma_y$ 를 사용하였다.

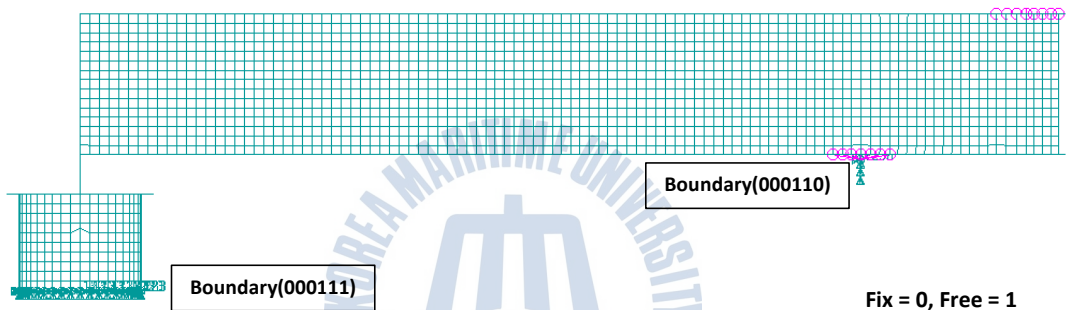


Fig. 41 Boundary Condition for Case C-1 (Shell Type)

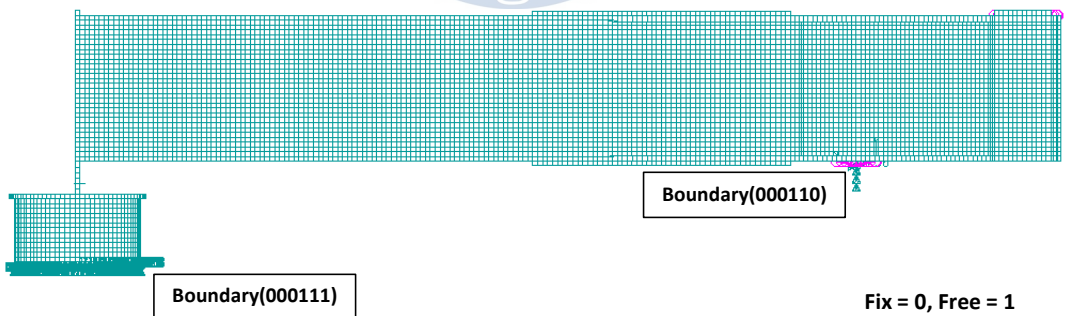


Fig. 42 Boundary Condition for Case C-2 (Solid Type)

(1) 본 미제스 응력

Table 29와 Table 30은 FEM 선형해석의 결과를 본 미제스 응력을 나타내고 있다. 추가로 인장판의 전체적으로 항복응력을 초과하고 있는 여부를 판단하기 위해 평균응력도 나타내었다.

Table 29 Von-Mises Stress (Elastic Analysis - Shell Element)

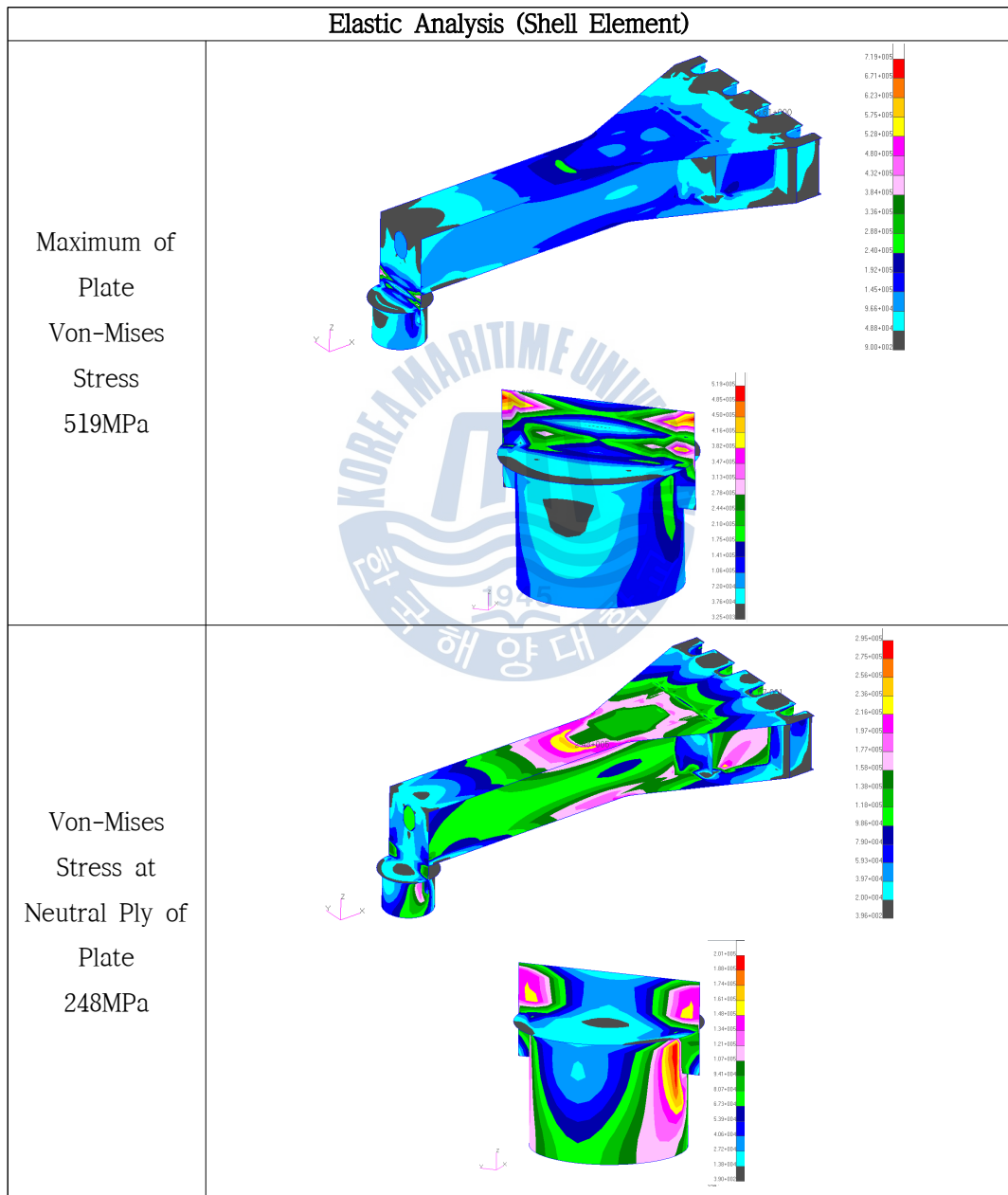
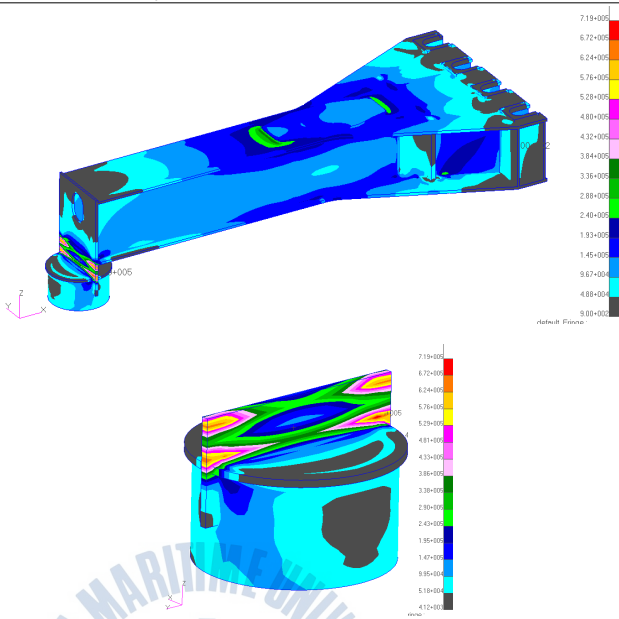
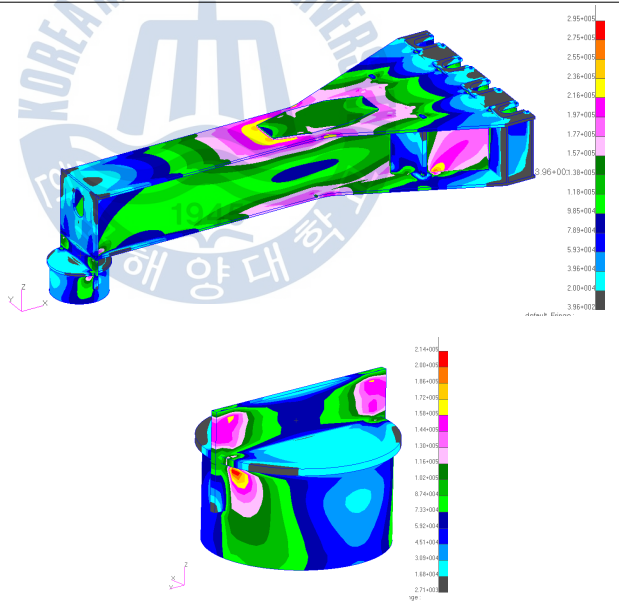


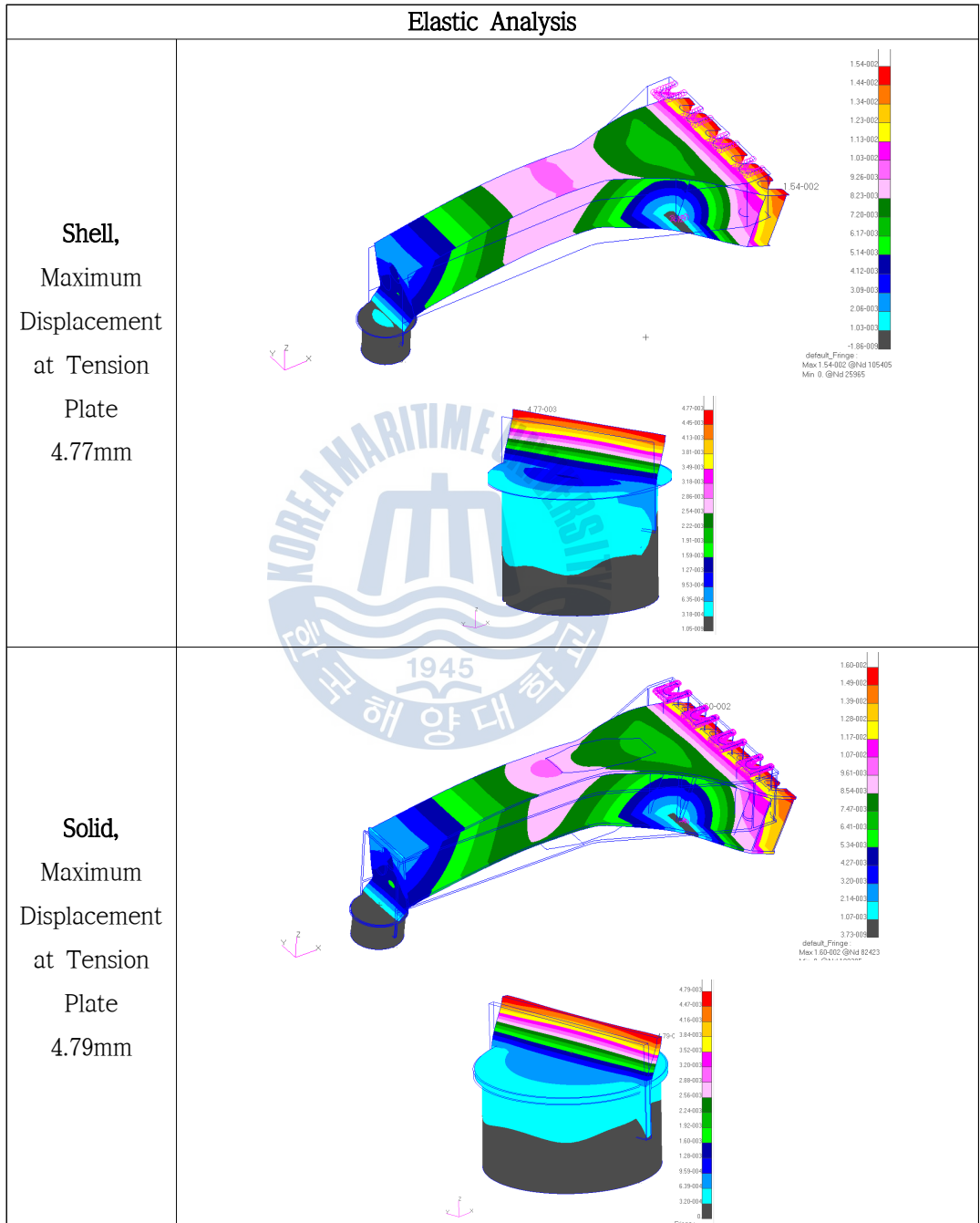
Table 30 Von-Mises Stress (Elastic Analysis – Solid Element)

Elastic Analysis (Solid Element)	
<p>Maximum (Extrapolation Method) 719MPa</p>	
<p>Averaging (Extrapolation Method) 295MPa</p>	

(2) 변형 (Displacement)

Table 31은 FEM 선형해석의 결과를 변형으로 나타내었다.

Table 31 Deformation (Elastic Analysis - Shell/Solid Element)



(3) FEM 탄성해석 결과 정리

Table 32은 FEM 선형해석 결과로 캐헤드와 인장판의 최대 본 미세스 응력을 나타내고 있으며 설계하중 적용시에는 인장판이 캐헤드보다 더 큰 응력을 나타내고 있다. 하지만 비선형으로 해석을 수행할 경우 캐헤드의 상판이 먼저 파괴되어 오히려 인장판이 더 안전한 것으로 나타난다. 즉 인장판의 변위는 진전되지 않는다는 의미이다. 또한 솔리드 요소가 판 요소보다 더 큰 응력이 나타나고 있는데 이는 한 노드(Node)에 발생된 하중 또는 응력을 평가하는 방법과 모델 된 요소의 크기 차이에 의한 결과로 보이며, 두 값 모두 일부영역이 자체 항복응력(σ_y) 345MPa를 초과 하는 것으로 나타나고 있다. 하지만 평균값을 볼 경우 $0.8 \cdot \sigma_y$ 보다 작으므로 일부영역만 소성이 되어 있다고 판단 가능하다. 이와 같은 이유로 FEM 비선형해석이 필요하다고 볼 수 있다.

Table 32 Summary of Von-Mises Stress for Elastic Analysis

Applied Vertical Load	Max. Von-Mises Stress in Cathead				Max. Von-Mises Stress at Tension Plate			
	Shell (MPa)		Solid (MPa)		Shell (MPa)		Solid (MPa)	
	Max. ¹⁾	Neutral Ply ²⁾	Max. ³⁾	Avg. ⁴⁾	Max. ¹⁾	Neutral Ply ²⁾	Max. ³⁾	Avg. ⁴⁾
30,894kN	357	248	503	294	519	201	719	214

Note : Yield Stress of Cathead (σ_y) = 345MPa

- ¹⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Maximum Stress between Both Side Surfaces of Plate
- ²⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Maximum Stress at Neutral Ply of Plate
- ³⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Extrapolation : Maximum
- ⁴⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Extrapolation : Average

다음 Table 33은 캐헤드와 인장판의 최대변위를 나타내고 있다. 하지만 선

형 FEM 해석의 결과가 항복응력을 초과하였더라도 최대변위 위치에서 인장판의 찢어짐이 발생할 것이라 말 할 수는 없으므로 이 값은 추후 비선형 FEM의 결과와 비교할 예정이며, 찢어짐은 비선형 FEM 해석결과로 평가할 것이다.

Table 33 Summary of Displacement for Elastic Analysis

Max. Von-Mises Stress in Cathead		Max. Von-Mises Stress at Tension Plate	
Shell	Solid	Shell	Solid
15.4mm	16.0mm	4.77mm	4.79mm

(4) UC 검토

Table 34는 다른 해석결과와 비교하기 위하여 $0.8 \cdot \sigma_y$ 에 대한 UC 결과를 나타내고 있다.

Table 34 Unity Check of Elastic Analysis

해석방법	구분	CASE C-1	CASE C-2
FEM (Elastic)	UC	1.860	2.605

Note : UC = Stress of FEM Result / $0.8 \cdot \text{Yield Stress}(345\text{MPa})$

3.2.5 FEM 비선형 해석

Case D-1과 Case D-2는 재료비선형(Materially Non-linear)과 기하학비선형(Geometrically Non-Linear)을 고려하여 인장판의 일부 소성을 재현한 해석방법이며 인장판을 평가하기 위하여 가장 적합한 해석방법으로 판단된다. 중요구조물에 소성해석을 적용하는 것은 쉽지 않기 때문에 재료비선형 고려를 위해 보수적으로 Fig. 43과 같이 완전소성재료(Perfectly Plastic Material)로 가정하여 경화경사(Hardening Slope)를 0로 가정하였다. 또한 Table 35, 36과 같이 하중을 증가시켜 그때마다의 변위로 인한 강성행렬을 다시 생성하여 기하학비선형을 고려하였다.

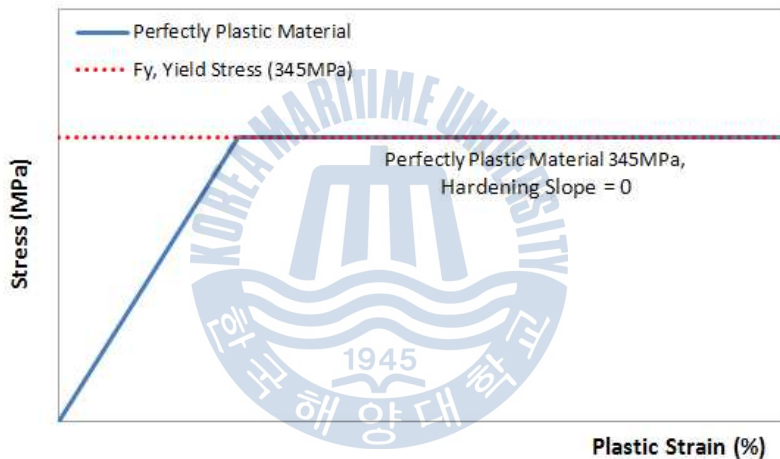


Fig. 43 Relation of Stress and Plastic Strain for Non-linear Analysis

Table 35 Load Step for Shell Element

Steps	Percent	Steps	Percent	Steps	Percent	Steps	Percent
1	10.0%	2	20.0%	3	30.0%	4	40.0%
5	50.0%	6	60.0%	7	70.0%	8	80.0%
9	90.0%	10	100.0%	11	110.0%	12	120.0%
13	130.0%	14	140.0%	15	150.0%	16	160.0%
17	170.0%	18	175.0%	19	176.3%	20	177.5%
21	176.3%	22	179.4%	23	179.7%	24	180.0%
25	180.3%						

Table 36 Load Step for Solid Element

Steps	Percent	Steps	Percent	Steps	Percent	Steps	Percent
1	10.0%	2	20.0%	3	30.0%	4	40.0%
5	50.0%	6	60.0%	7	70.0%	8	80.0%
9	90.0%	10	100.0%	11	110.0%	12	120.0%
13	130.0%	14	140.0%	15	150.0%	16	155.0%
17	170.0%	18	162.5%	19	165.0%	20	166.3%
21	176.3%	22	168.8%	23	169.4%	24	169.7%
25	180.3%	26	170.3%				

상기 Fig. 43과 Table 35, 36과 같이 재료비선형과 기하학비선형을 고려하여 판 요소와 솔리드 요소로 각각 해석을 수행하였다. 이 결과로 부터 캐헤드와 인장판의 인양하중에 대한 최대능력을 평가하고 취약부분을 파악하였으며 소성 변형으로 찢어짐에 대한 안정성을 평가하여 최종 인장판 설계의 안전성을 평가한다.

여기서 허용소성변형은 SHELL사의 기술고문으로부터 제공받은 1.6%를 사용하였다. 이 값은 따뜻한 지역에 적용 가능한 값이며 참고로 추운지역은 0.48% 적용이 추천된다.

다음 Table 37 ~ Table 42는 판 요소와 솔리드 요소의 비선형 FEM 결과인 최대 본 미세스 응력과 평균 본 미세스 응력 또는 중립축(Neural Ply)의 본 미세스 응력을 나타내고 있다.

또한 Table 43 ~ Table 48은 각 해석별 최대 변형량과 최대 소성변형을 나타낸다.

Table 37 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 9-Shell)

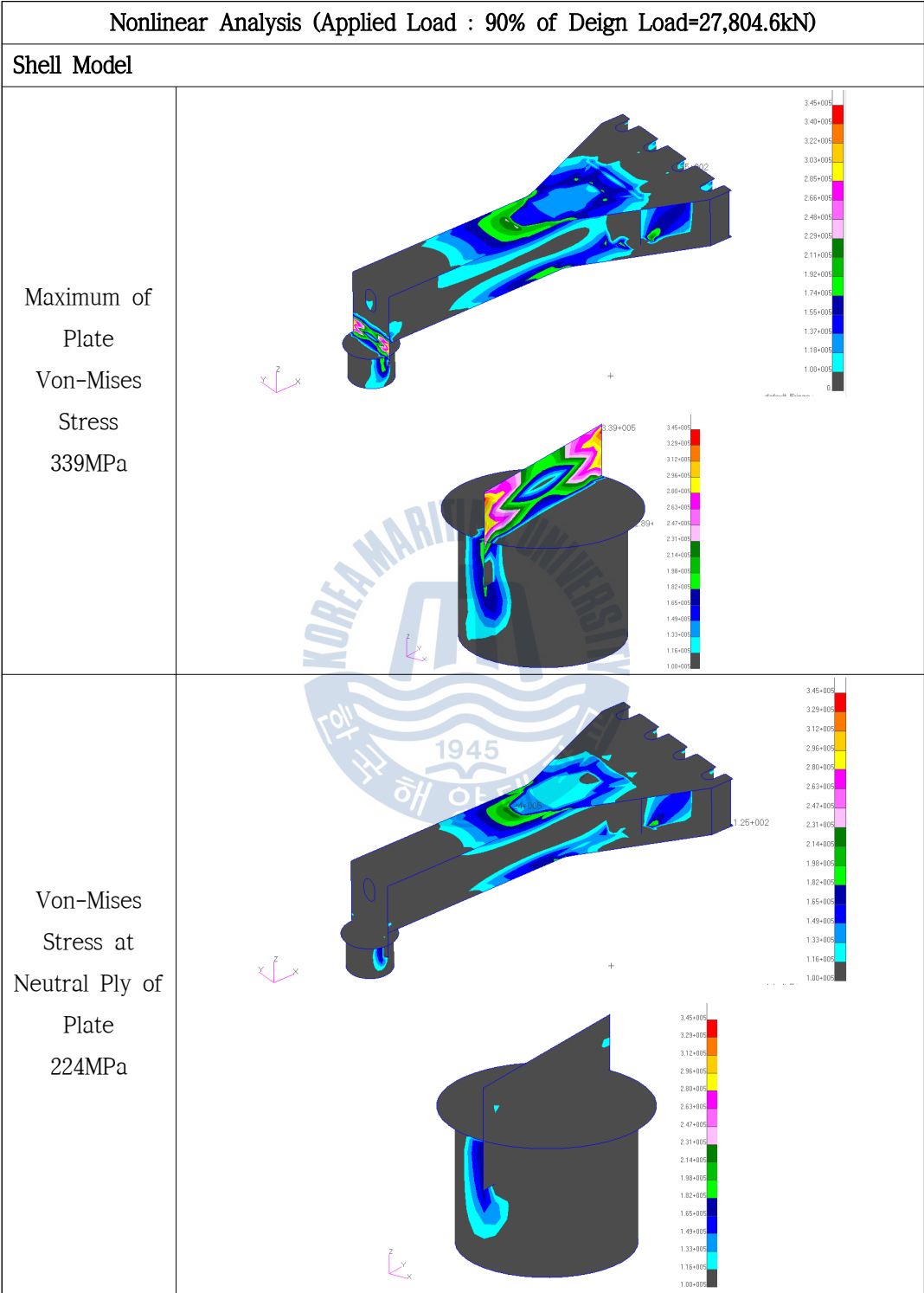


Table 38 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 9-Solid)

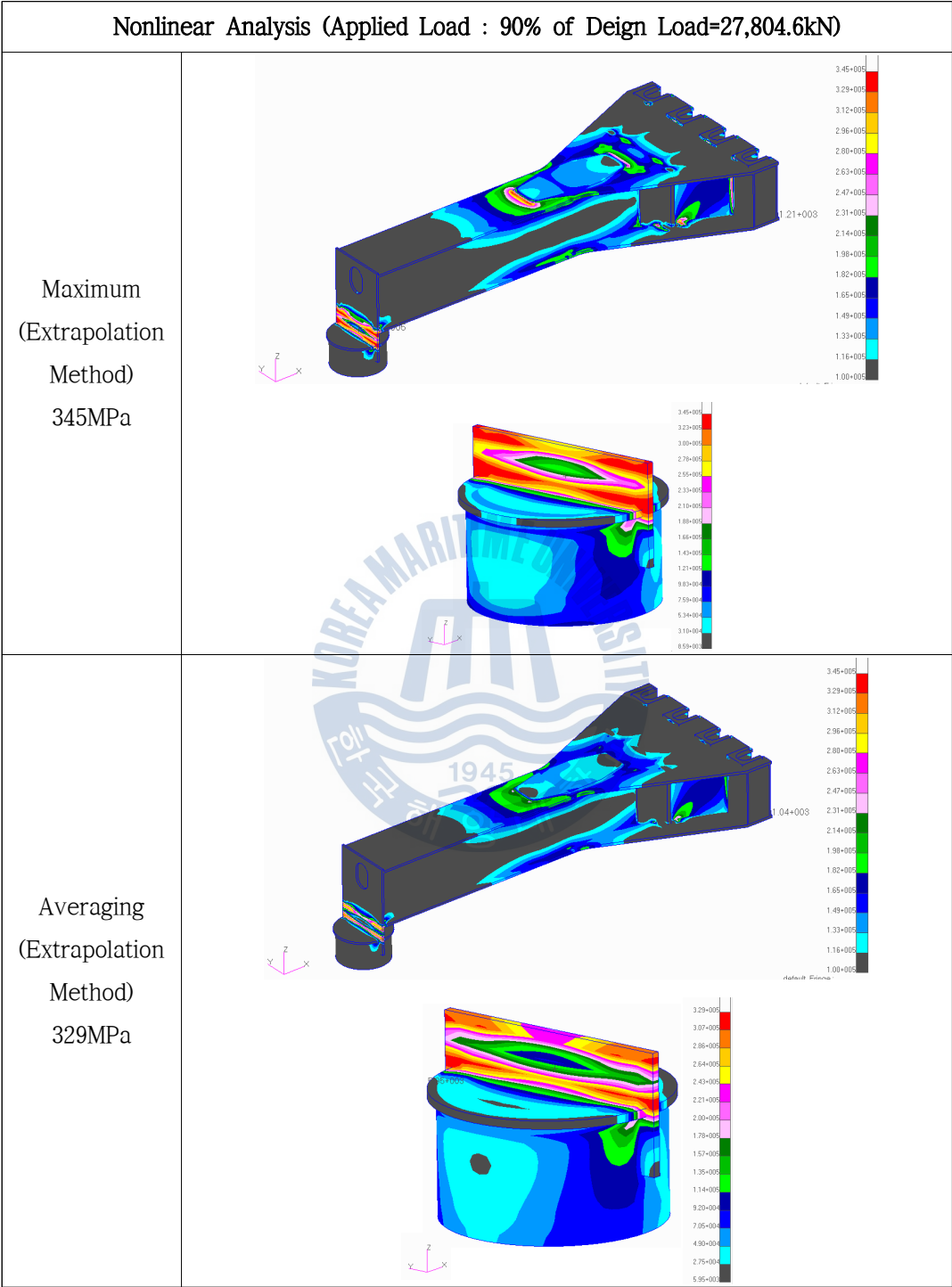


Table 39 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 10-Shell)

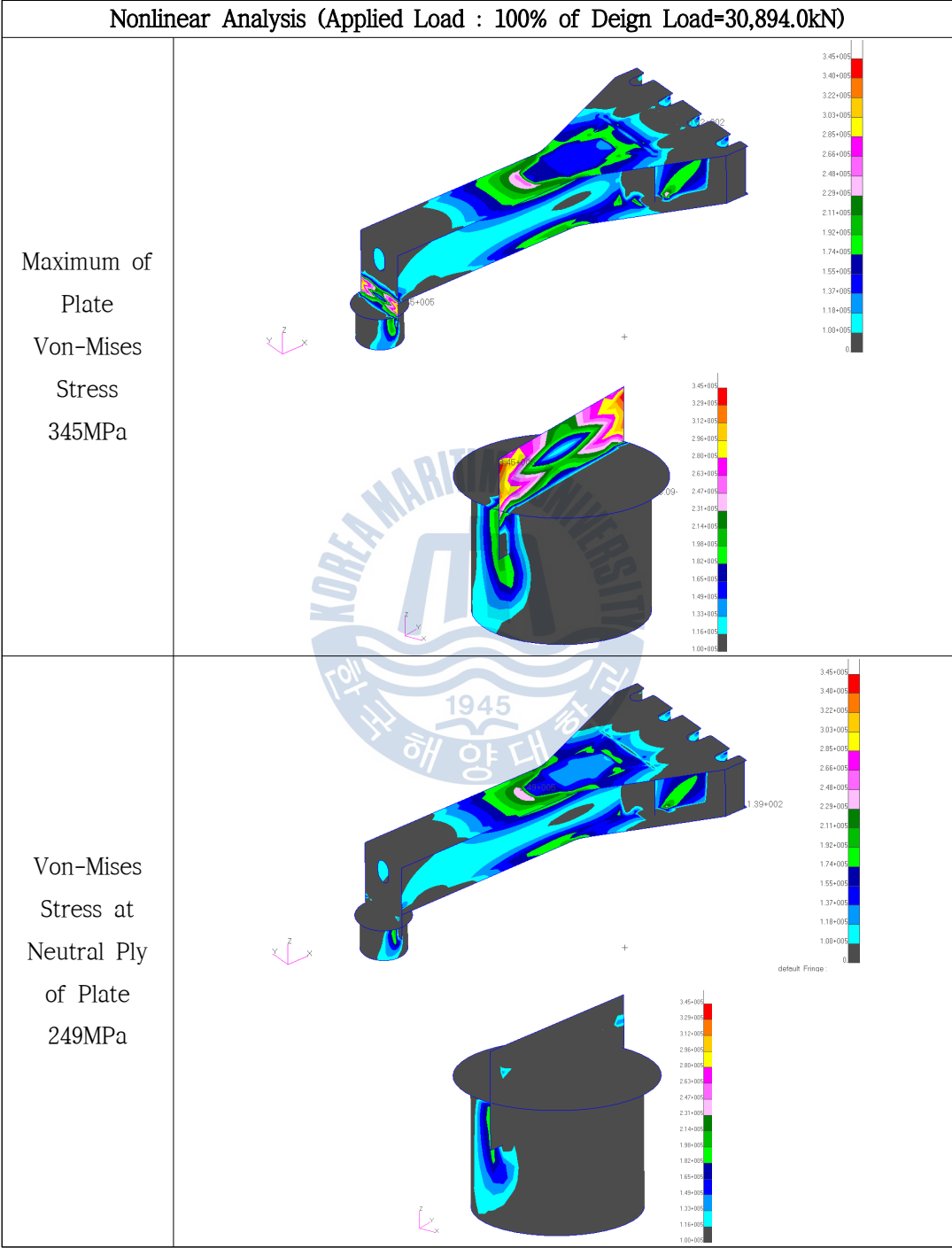


Table 40 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 10-Solid)

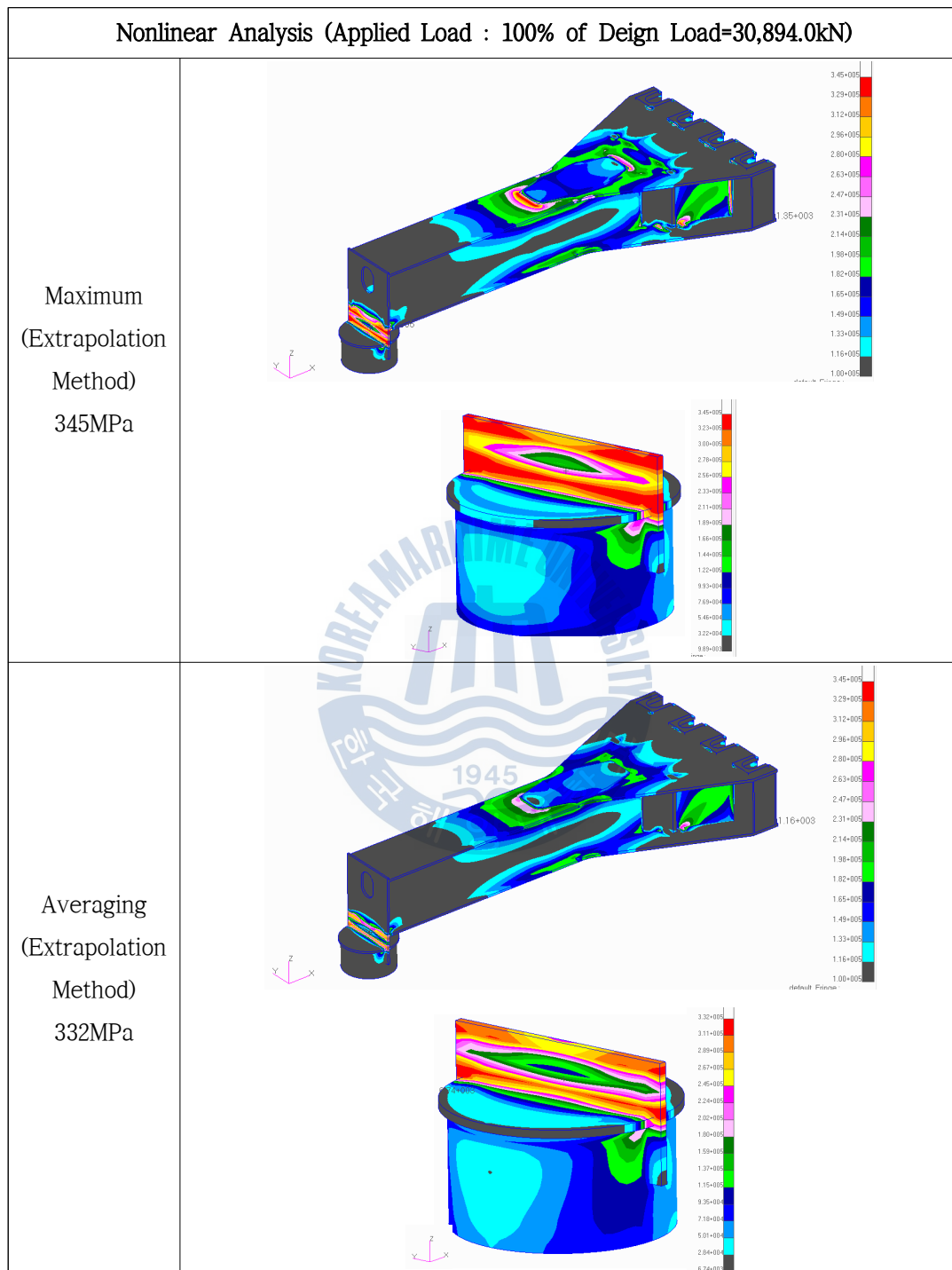


Table 41 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 11-Shell)

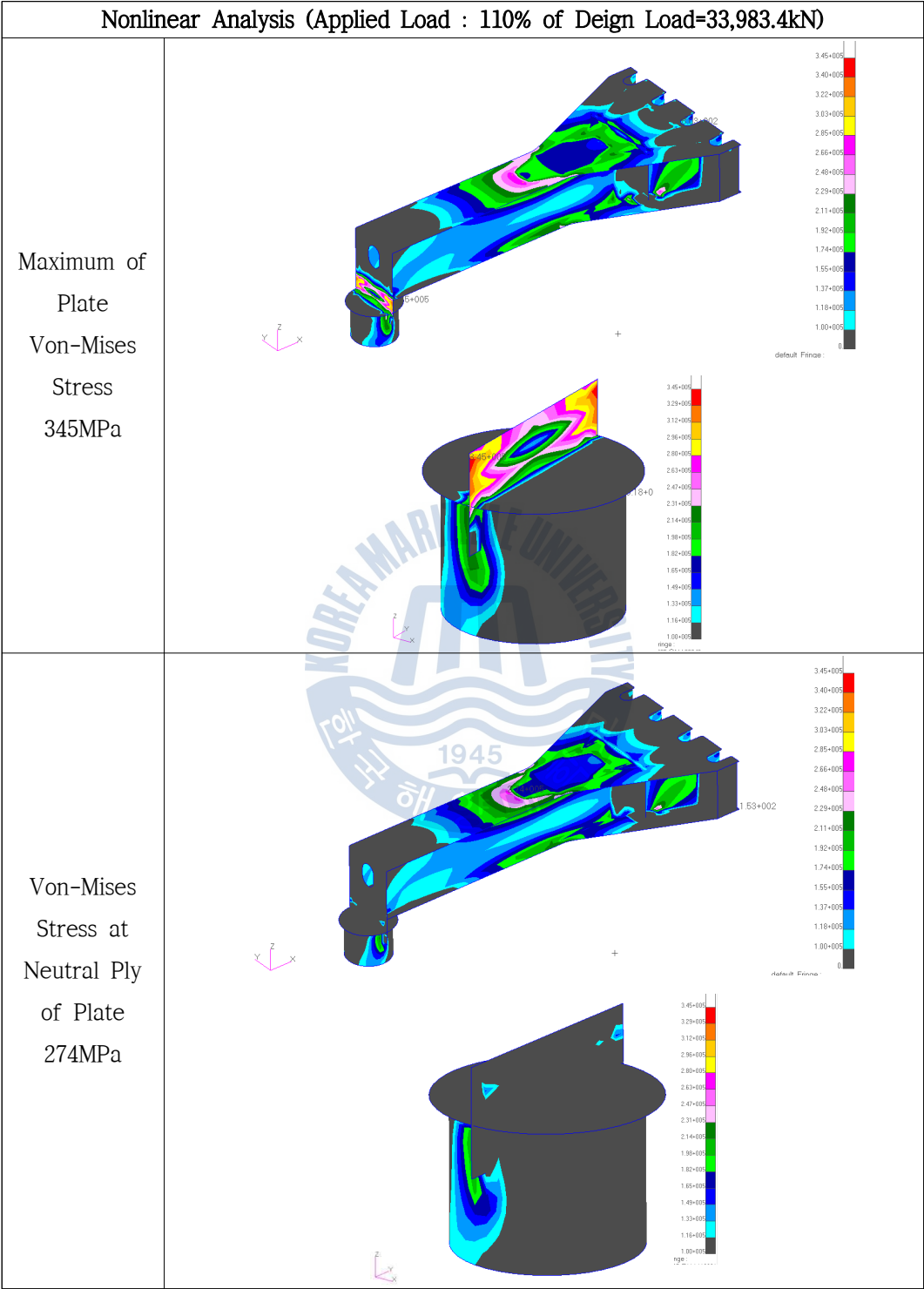


Table 42 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Step 11-Solid)

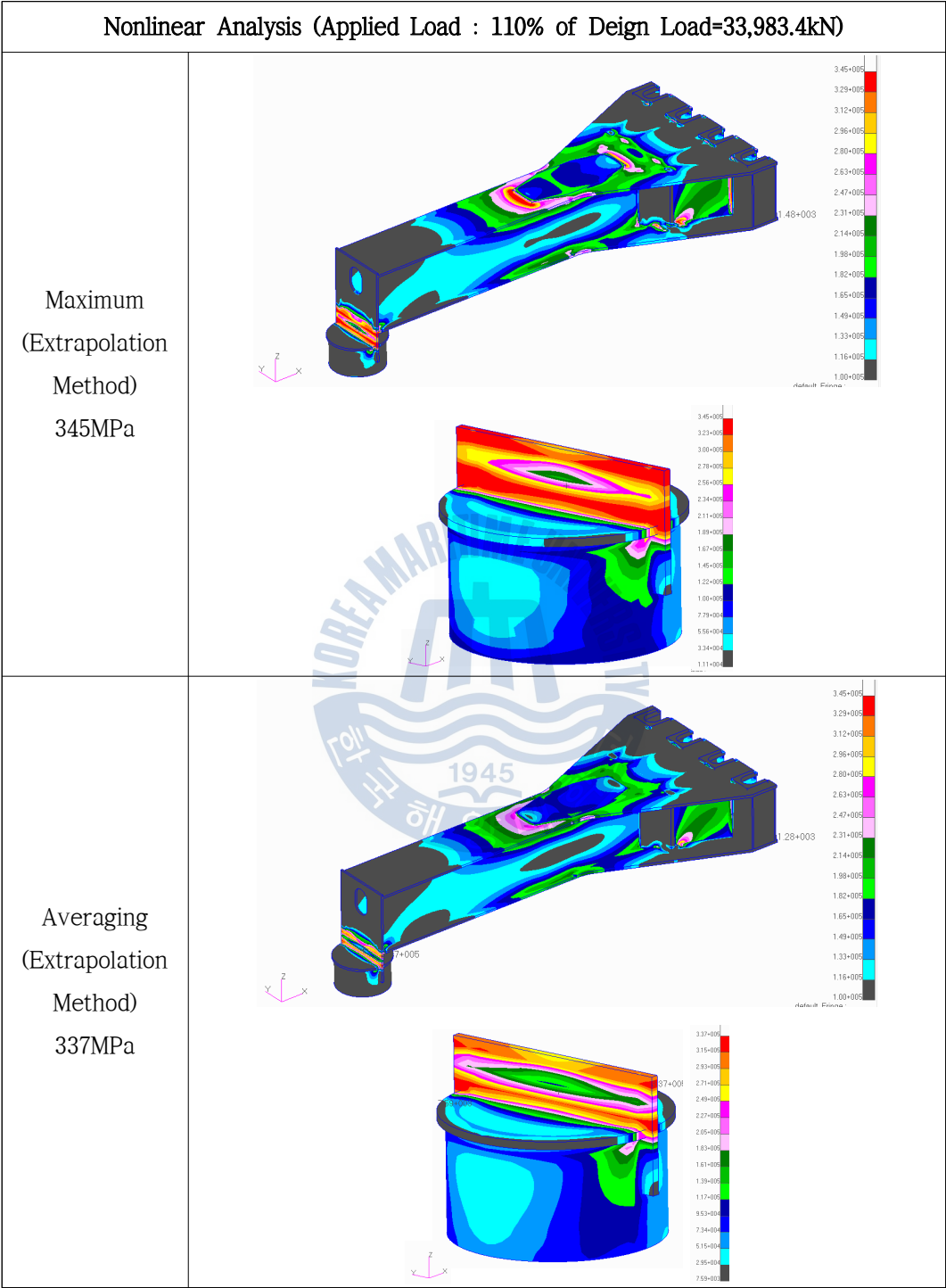


Table 43 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 9-Shell)

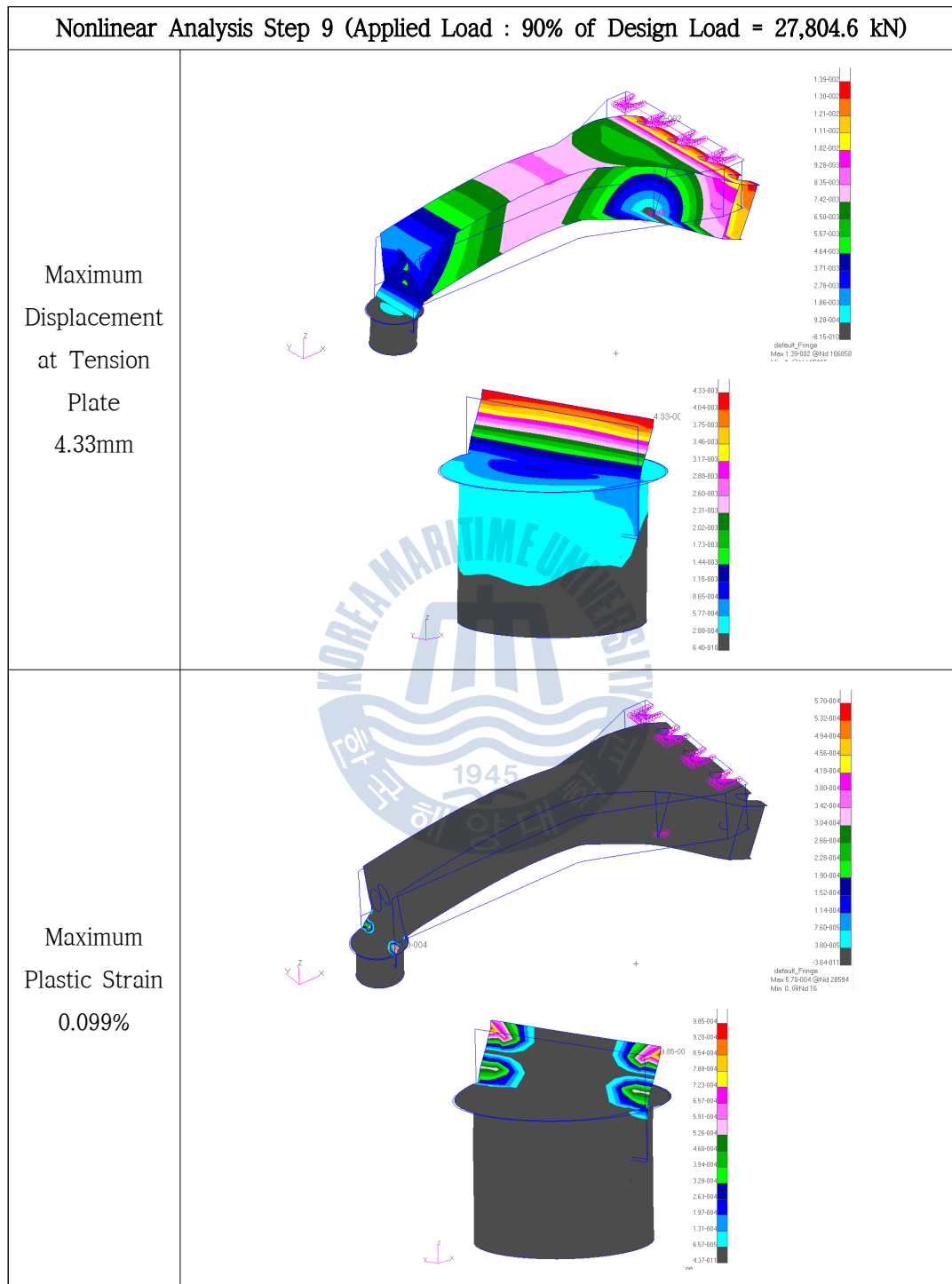


Table 44 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 9-Solid)

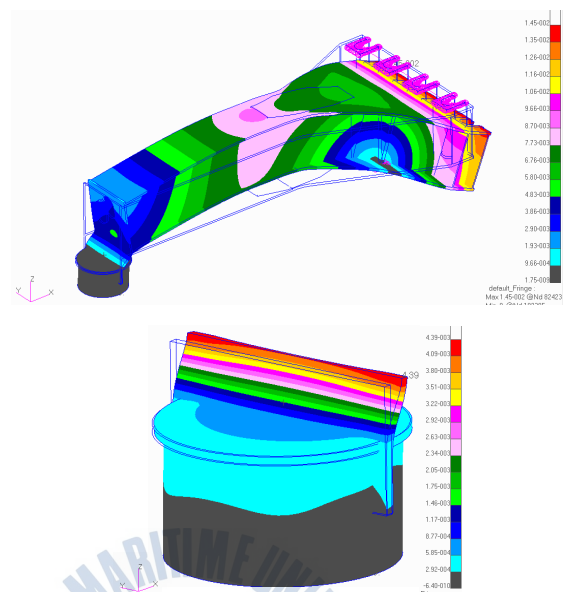
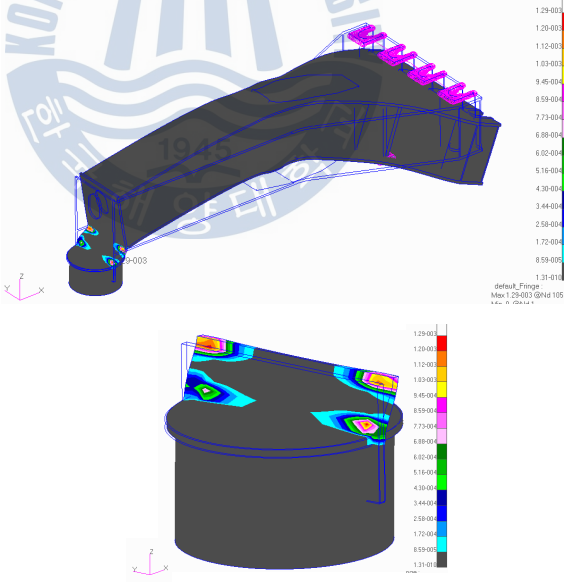
Nonlinear Analysis Step 9 (Applied Load : 90% of Design Load = 27,804.6 ky)	
Maximum Displacement at Tension Plate 4.39mm	
Maximum Plastic Strain 0.129%	

Table 45 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 10-Shell)

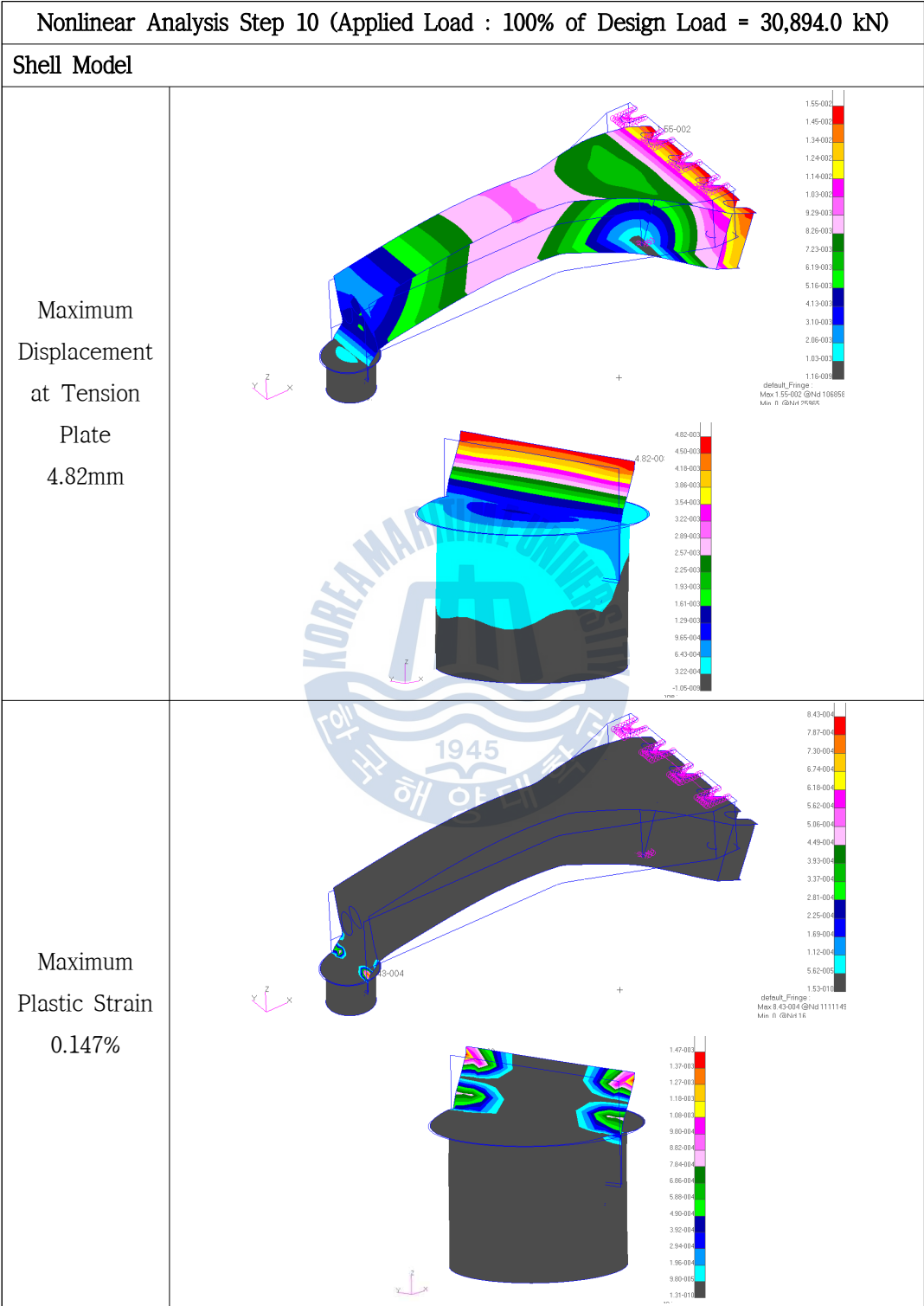


Table 46 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 10-Solid)

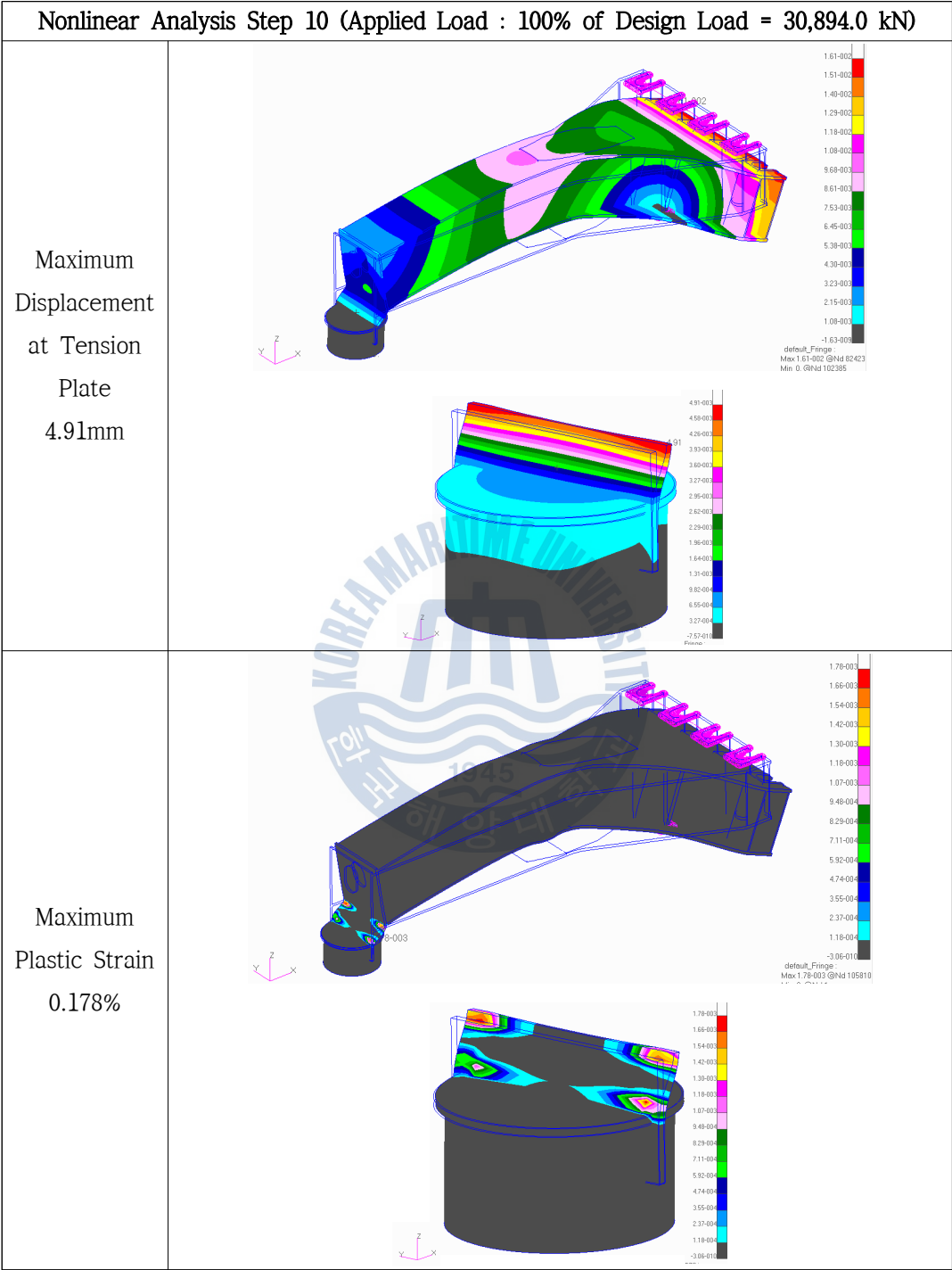


Table 47 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 11-Shell)

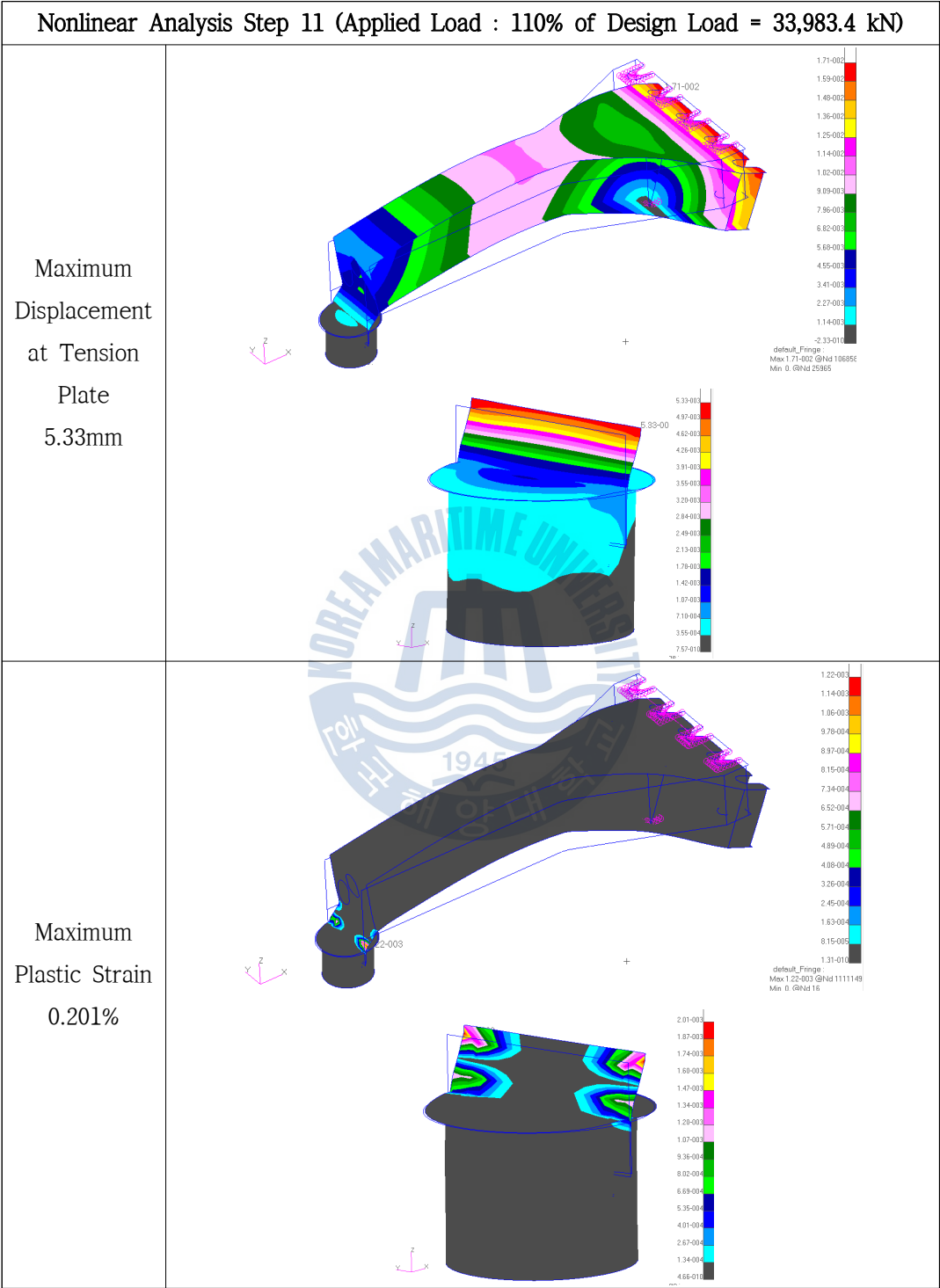
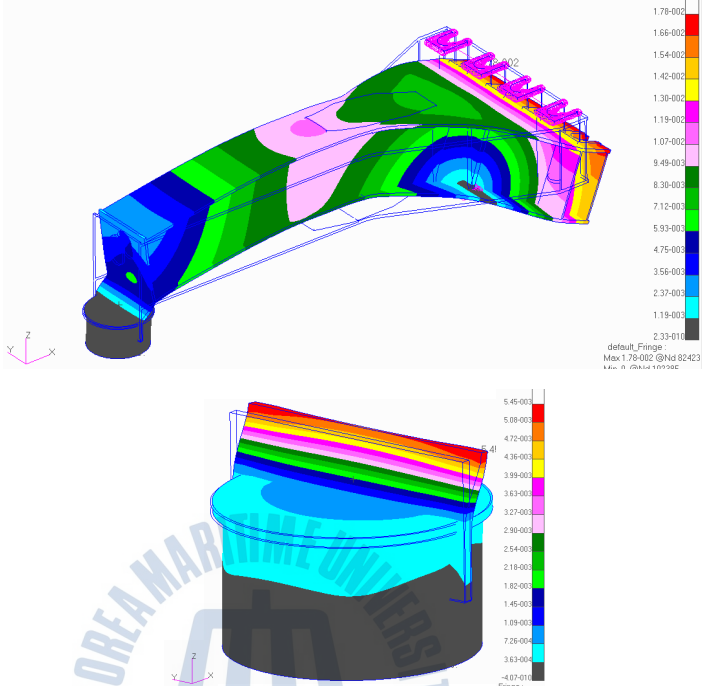
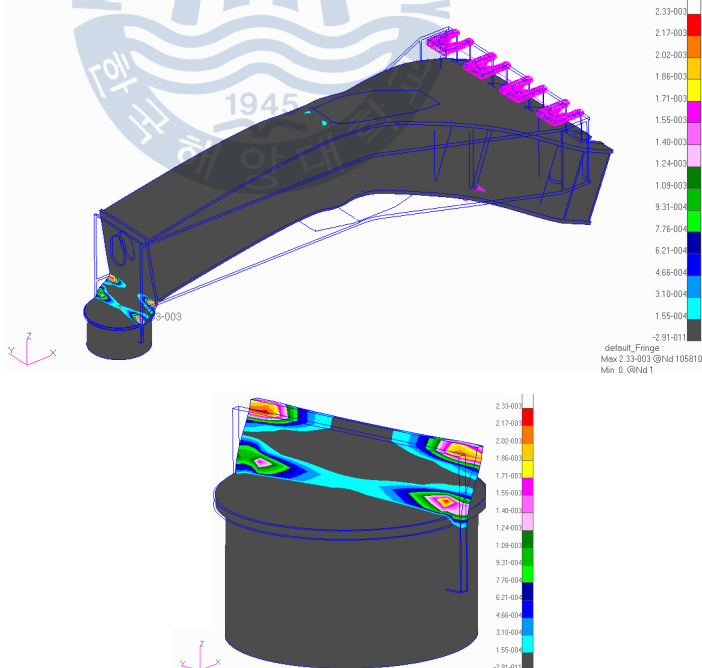


Table 48 Deformation and Strain (Nonlinear Analysis Step 11-Solid)

Nonlinear Analysis Step 11 (Applied Load : 110% of Design Load = 33,983.4 kN)	
Maximum Displacement at Tension Plate 5.45mm	
Maximum Plastic Strain 0.233%	

3.2.6 FEM 해석결과 평가

Table 49는 캐thead와 인장판의 비선형 FEM 해석결과를 본 미세스 응력으로 나타내었다.

Table 49 Summary of Von-Mises Stress for Nonlinear Analysis

Von-Mises Stress for Elastic Analysis								
Applied Vertical Load	Max. Von-Mises Stress in Cathead				Max. Von-Mises Stress at Tension Plate			
	Shell		Solid		Shell		Solid	
	Max. ³⁾	Neutral Ply ⁴⁾	Max. ¹⁾	Avg. ²⁾	Max. ³⁾	Neutral Ply ⁴⁾	Max. ¹⁾	Avg. ²⁾
3,089kN	26MPa	25MPa	66MPa	53MPa	52MPa	20MPa	76MPa	60MPa
6,179kN	78MPa	50MPa	131MPa	106MPa	104MPa	41MPa	152MPa	120MPa
9,268kN	117MPa	75MPa	197MPa	159MPa	157MPa	61MPa	227MPa	180MPa
12,358kN	156MPa	100MPa	254MPa	210MPa	209MPa	81MPa	295MPa	238MPa
15,447kN	195MPa	124MPa	274MPa	246MPa	261MPa	102MPa	335MPa	176MPa
18,536kN	218MPa	149MPa	306MPa	269MPa	289MPa	122MPa	345MPa	303MPa
21,626kN	234MPa	174MPa	332MPa	285MPa	306MPa	142MPa	345MPa	314MPa
24,715kN	252MPa	199MPa	330MPa	293MPa	323MPa	161MPa	345MPa	321MPa
27,805kN	267MPa	224MPa	342MPa	301MPa	339MPa	180MPa	345MPa	329MPa
30,894kN	280MPa	249MPa	345MPa	307MPa	345MPa	199MPa	345MPa	332MPa
33,983kN	291MPa	274MPa	345MPa	326MPa	345MPa	218MPa	345MPa	337MPa
37,073kN	313MPa	300MPa	345MPa	341MPa	345MPa	236MPa	345MPa	340MPa
40,162kN	337MPa	324MPa	345MPa	345MPa	345MPa	254MPa	345MPa	342MPa
43,252kN	345MPa	341MPa	345MPa	345MPa	345MPa	271MPa	345MPa	344MPa
46,341kN	345MPa	345MPa	345MPa	345MPa	345MPa	288MPa	345MPa	345MPa

Note : Yield Stress of Cathead (σ_y) = 345MPa

¹⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Maximum Stress between Both Side Surfaces of Plate

²⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Maximum Stress at Neutral Ply of Plate

³⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Extrapolation : Maximum

⁴⁾ Averaging Definition : Average/Derive, Extrapolation : Average

Fig. 44, 45와 같이 FE 비선형해석의 최대응력 그래프는 마치 항복응력에 수렴하는 것처럼 보이며 그 이유는 보수적으로 재료비선형 해석을 적용하였기 때문이다. 즉 어떠한 요소가 항복응력에 도달하면 더 이상 저항력을 잃고 다른 요소가 그 힘에 저항하여야 한다는 뜻이다. 여기서 중요한 점은 중립축의 응력과 평균응력을 최대응력과 비교하여 평가를 하여야 한다는 점이다. 따라서 최대응력으로부터 인장판의 일부영역이 이미 항복응력에 도달하고 있으나 중립축의 응력과 평균응력으로부터 인장판의 상당부분은 아직까지 탄성영역에서 인장력에 안전하게 저항하고 있다는 것을 알 수 있다. 하지만 인장판의 찢어짐에 대한 평가는 소성 변형률로부터 최종평가를 하여야 한다.

또한 선형해석과의 비교를 통해 인장판과 같은 힌지는 비선형해석이 반드시 필요하다는 것을 알 수 있다.

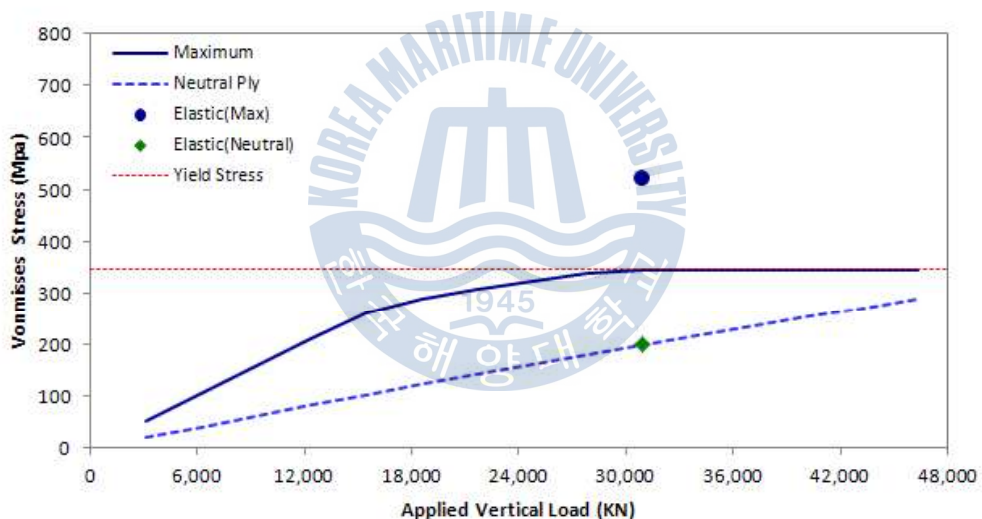


Fig. 44 Maximum Von-Mises Stress at Tension Plate (Shell Model)

Fig. 44와 같이 판 요소의 경우 중립축에 대한 응력은 인양하중의 증가에 따라 그 값이 선형적으로 증가하고 있으며 그 이유는 최대적용하중에서도 중립축의 응력은 탄성영역에 있으며 굽힘 모멘트에 대한 영향이 없기 때문이다.

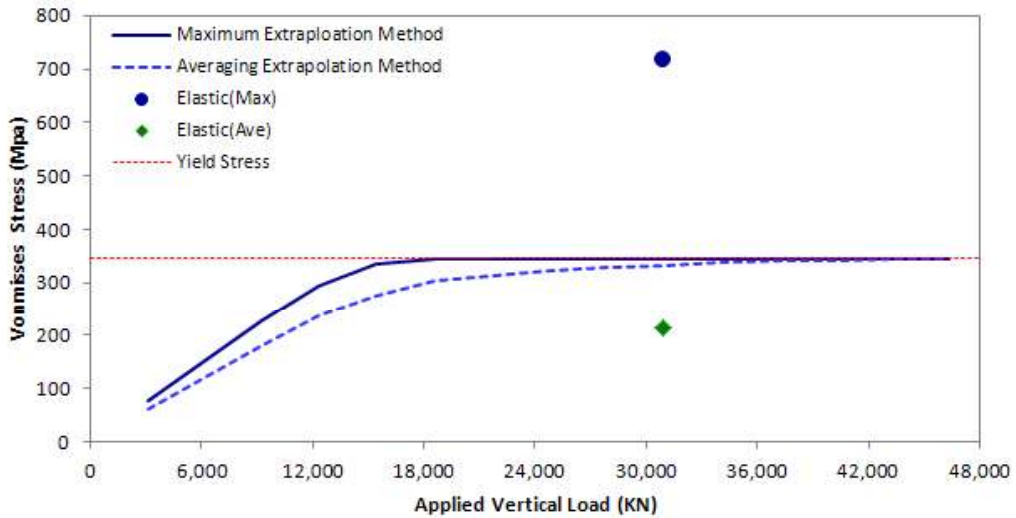


Fig. 45 Maximum Von-Mises Stress at Tension Plate (Solid Model)

Fig. 45는 솔리드 요소에 대한 해석결과이며 최대응력과 평균응력에 대한 그래프를 보여주기 때문에 판 요소와 직접 비교는 어렵지만 솔리드 요소를 이용한 FE 해석결과가 더 크게 나온 것을 알 수 있다. 일반적으로 인장판과 같은 얇은 판의 경우 판 요소를 사용하는 것이 통상적이므로 상세하게 모델 한 솔리드 요소 해석 결과와 유사하게 나올 것으로 예상했던 것과 상반된 결과를 보여주고 있다. 이러한 이유는 노드에서 계산된 FE 해석결과를 평가하는 방법차이로 발생하였기 때문에 간단하게 평가 가능하고 보편적으로 사용하는 판 요소로 해석을 수행하는 것을 추천한다.

비선형해석에서 특정위치가 완전소성 된 경우 해석이 종료되어 마지막에 적용한 하중과 완전소성 된 위치를 파악하면 구조물의 최대저항력과 취약위치를 확인할 수 있다. Table 50과 Table 51은 판과 솔리드 요소에 대한 비선형해석의 마지막 단계에서의 결과를 나타내고 있으며 놀랍게도 최대취약 위치는 인장판이 아니라 캐헤드의 상판 쪽이라는 것을 알 수 있다.

본 논문에서 강조했던 것과 같이 소성영역 해석이 필요한 인장력이 작용하는 힌지, 즉 인장판을 대형공사에 적용하기가 어려워 다양한 각도로 설계방법을

검토하고 설명하였고, 이에 비선형 해석결과에 따라 인양하중이 증가되면 캐헤드의 상판이 먼저 파괴된다는 것이다. 결론적으로 말하자면 탄성영역에서 설계된 캐헤드의 상판이므로 소성해석의 위험성이 사라지는 동시에 인장판은 반드시 비선형해석으로 설계되어야 한다는 말로 볼 수 있다. 따라서 이러한 결과로 인해 인장판의 변형은 진전되지 않는다고 볼 수 있으며 찢어짐의 현상을 변형률로 평가 할 수 있다는 의미로 볼 수 있다.



Table 50 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Last Step-Shell)

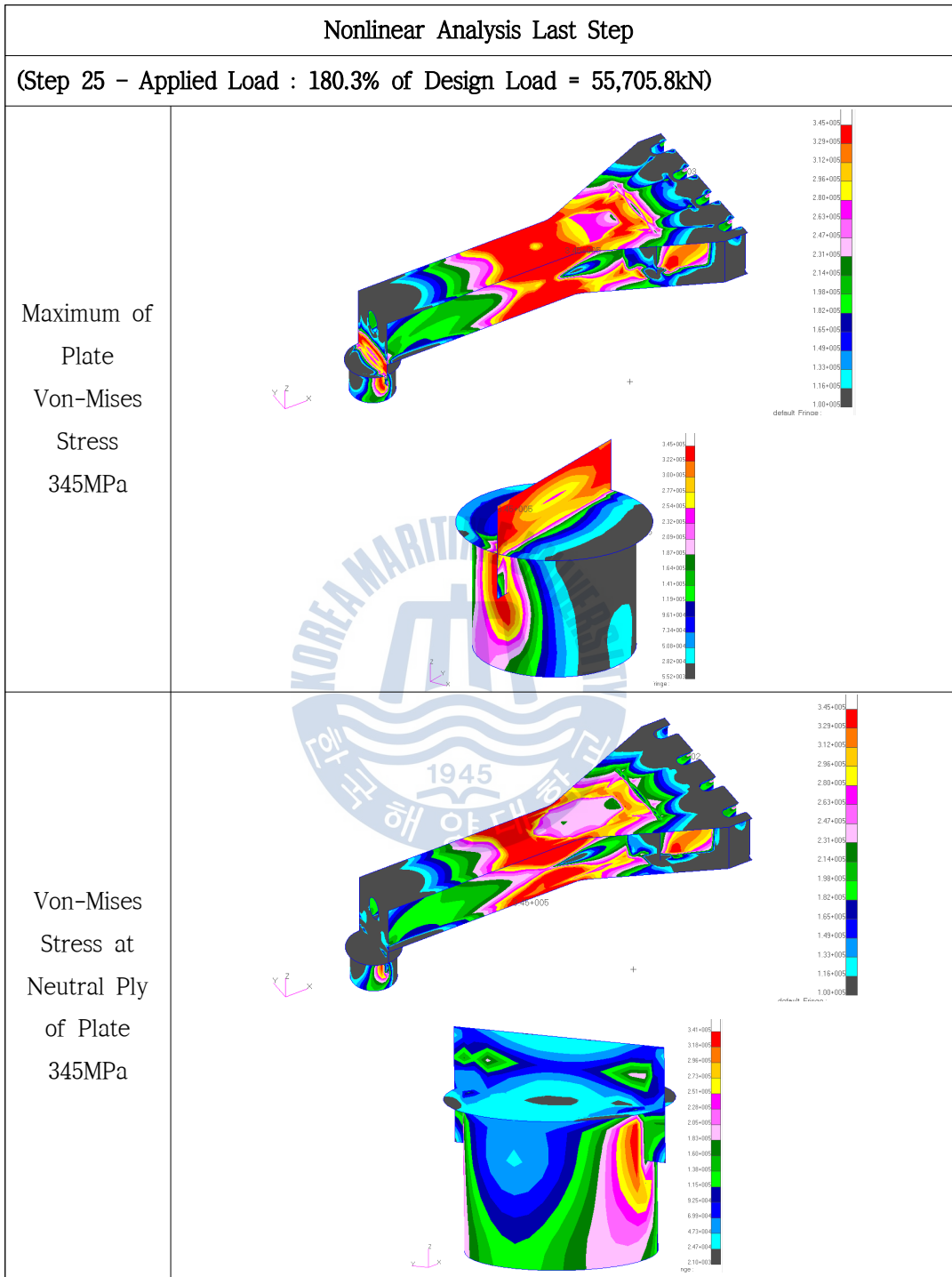
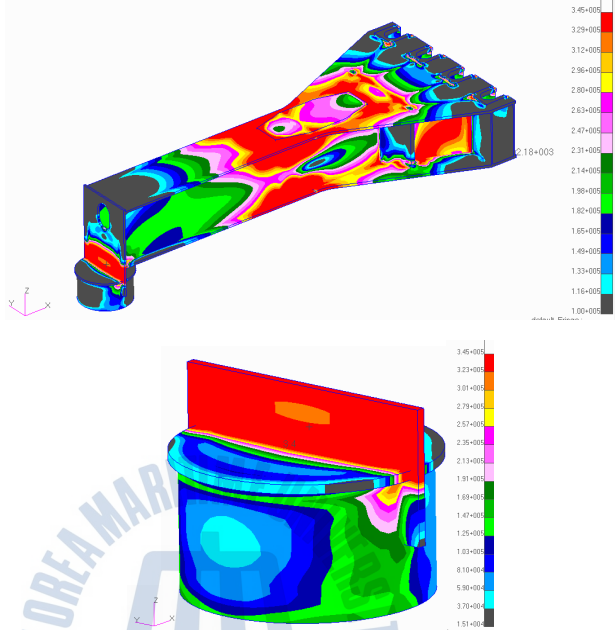
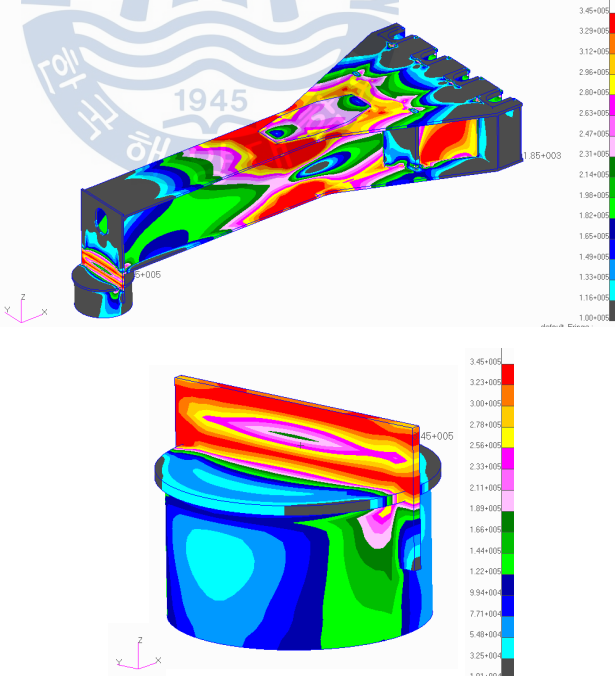


Table 51 Von-Mises Stress (Nonlinear Analysis Last Step-Solid)

Nonlinear Analysis Last Step	
(Step 26 – Applied Load : 170.3% of Design Load = 52,616.4kN)	
Maximum (Extrapolation Method) 345MPa	
Averaging (Extrapolation Method) 345MPa	

FE 비선형해석의 최종평가는 소성영역에 찢어짐을 평가하는 것이다. SHELL사의 기술고문이 제안한 허용소성변형은 날씨가 추운 지역은 0.48%, 날씨가 따뜻한 지역은 1.6%이며 Fig. 46에 비선형해석의 결과인 소성변형과 비교한 결과 설계하중에서는 찢어짐에는 충분히 안전하다는 것으로 평가되었다.

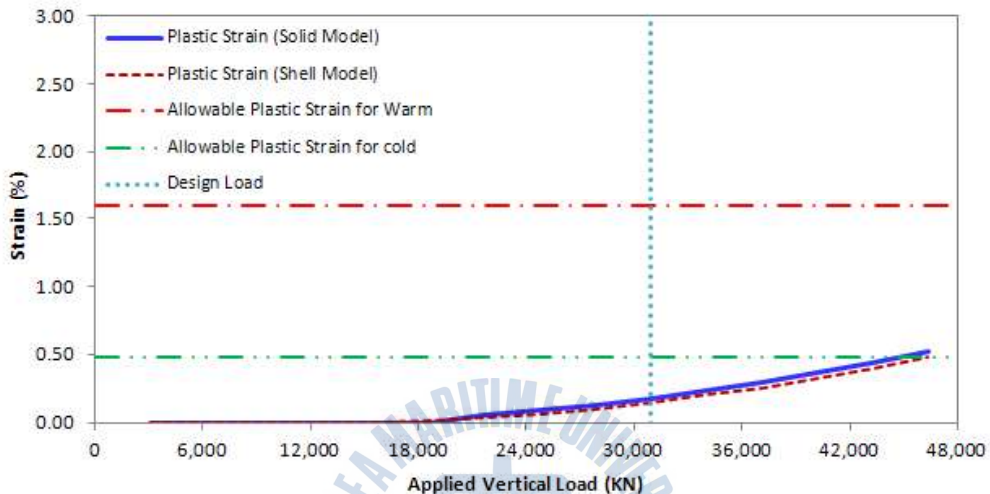


Fig. 46 Maximum Plastic Strain at Tension Plate

Table 52에서는 다른 해석과의 비교를 위하여 UC 값을 나타내었으며 재료비선형을 고려하였으므로 본 미세스 응력으로 평가는 의미가 없기 때문에 비선형해석의 최종 검토는 소성 변형률이므로 1.6% 허용 소성 변형률을 기초로 UC를 산정하였다.

Table 52 Unity Check of Non-linear Analysis

해석방법	구분	CASE D-1	CASE D-2
FEM (Non-Linear)	UC	0.092	0.111

Note : UC = Strain of FEM Result / 1.6% for Warm

3.2.7 복합 요소 해석

Case C-3은 지금까지의 해석방법과는 다른 접근방법의 해석방법이다. 즉 지금까지는 경계조건을 보수적으로 양 끝단이 움직이지 않는다고 가정을 하고 해석을 수행하였다. 하지만 캣헤드는 리프팅타워 위에 설치되는 구조물이므로 어떤 스프링 값을 가질 것으로 판단된다. 따라서 이러한 영향을 고려하기 위하여 직접 리프팅타워를 모델링하여 인장판에 미치는 영향을 탄성영역에서 평가하는 방법이다.

해석의 편의를 위해 리프팅타워의 한쪽 면만을 빔으로 모델링 하였으며 캣헤드는 빔 요소와의 연결을 위해 솔리드로 모델링하였다. 경계조건을 구현하는 목적으로 수행하는 해석이므로 좀 더 유연한 연결을 위해 리프팅타워 상부의 수평 빔이 없는 경우를 추가로 고려하여 해석결과를 비교하였다.

Fig. 47은 리프팅타워 상단의 수평 빔을 인장력만 받도록 설계한 연결부로 보여주고 있다. 실제 FE 해석의 경우 리프팅타워 상단의 수평 빔을 모델하지 않고 해석을 수행하였으며 해석결과를 보면 수평 빔에는 압축만 발생함을 알 수 있었다. 그러나 수평 빔이 없는 경우 리프팅타워가 약해 보이기 때문에 최종 인장력만 받도록 Fig. 47과 같이 빔을 잘라 볼트로 연결하도록 설계하였다.

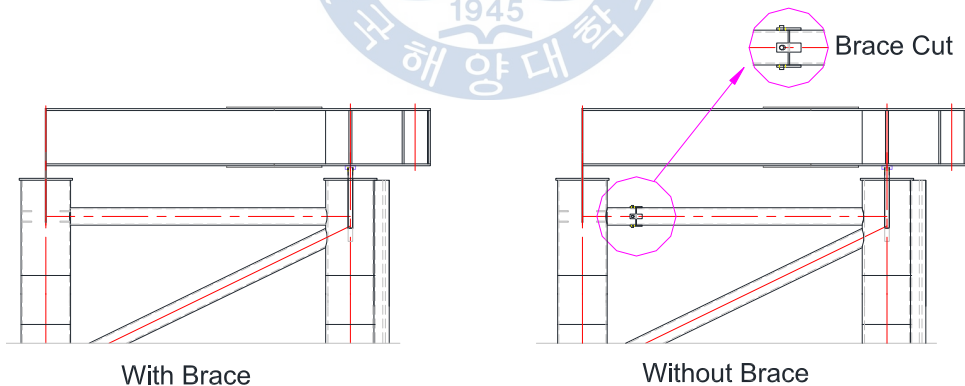


Fig. 47 Brace Cut of Lifting Tower

Table 53 Von-Misses Stress for Composite FE Model

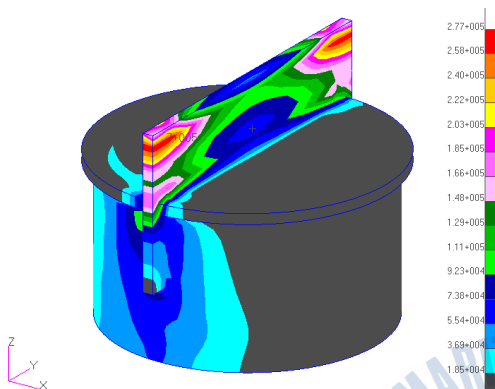
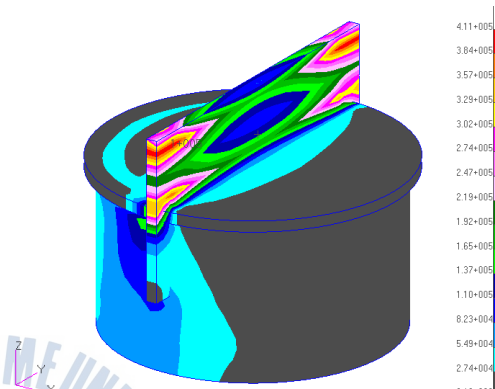
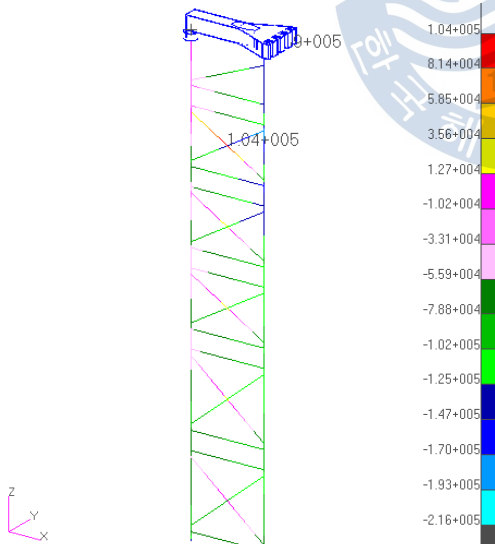
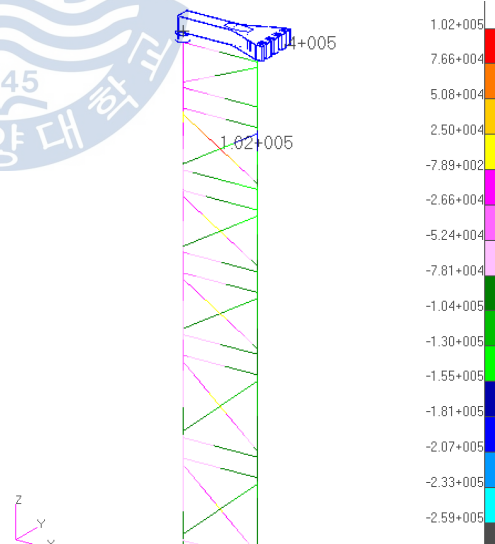
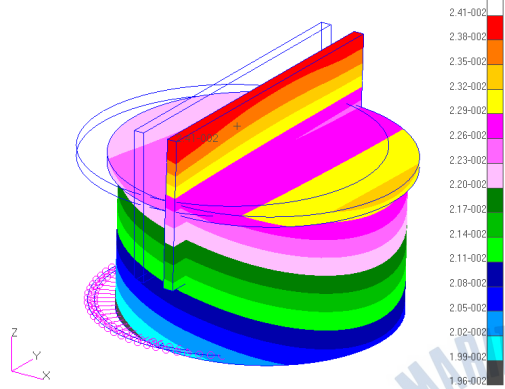
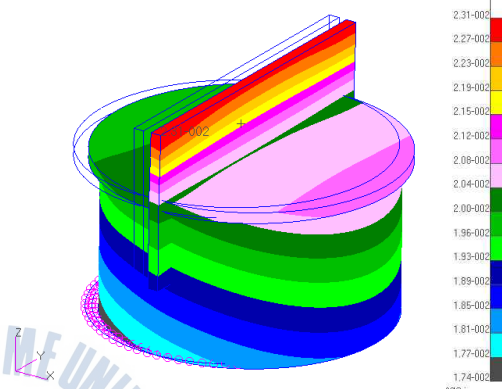
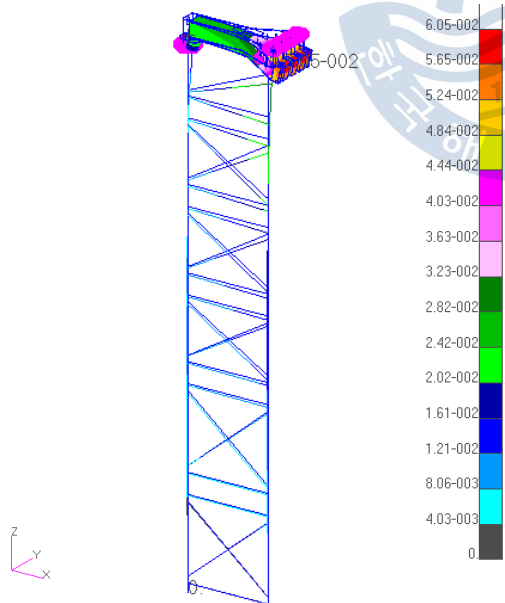
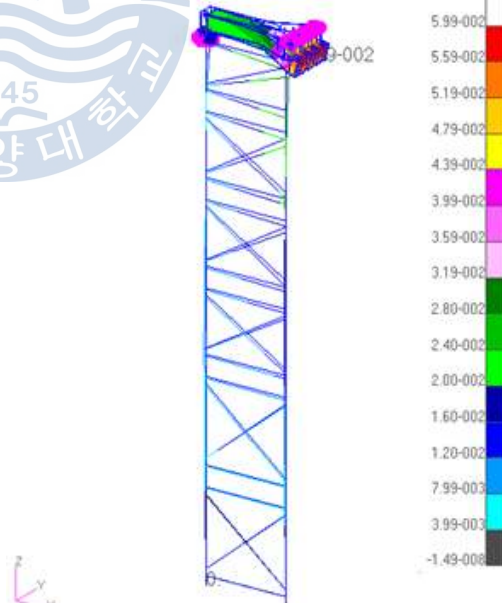
Elastic Analysis for Solid (Cathead) and Beam (Lifting Tower)	
Cut Brace	With Brace
Maximum (Extrapolation Method) 277MPa	Maximum (Extrapolation Method) 411MPa
	
Maximum of Beam Von-Mises Stress 239MPa	Maximum of Beam Von-Mises Stress 284MPa
	

Table 54 Deformation for Composite FE Model

Elastic Analysis for Solid (Cathead) and Beam (Lifting tower)	
Cut Brace	With Brace
Maximum Displacement at Tension Plate 24.1mm	Maximum Displacement at Tension Plate 23.1mm
	
Maximum Displacement of Total 60.5mm	Maximum Displacement of Total 59.9mm
	

리프팅타워 상단의 수평 빔의 영향은 Table 55와 같이 수평 빔이 없는 경우에는 캐헤드의 전면부에 있는 KEB로부터 횡 하중이 뒤쪽 인장판에 영향을 미치지 않으므로 수평 빔으로 인해 횡 하중이 전달되는 경우와 큰 차이가 발생하여 수평 빔이 없는 경우가 유리하게 나타나고 있다. 이러한 이유로 인해 리프팅타워의 수평 빔은 압축력을 받지 못하도록 설계하였다.

Table 55 Summary of Von-Mises Stress for CASE-C3

Items	Max. Von-Mises Stress at Tension Plate		Max. Von-Mises Stress of Beam Element	
	Cut Brace	With Brace	Cut Brace	With Brace
	Max. ¹⁾	Max. ¹⁾	Max. ²⁾	Max. ²⁾
Von-Mises	277 MPa	411 MPa	239 MPa	284 MPa
Deflection	24.1 mm	23.1 mm	60.5 mm	59.9 mm

Table 56는 인장판의 설계기법을 비교하기 위하여 UC 값을 수평 빔이 없는 리프팅타워를 고려한 인장판의 최대 본 미세스 응력으로 산정하였다.

Table 56 Unity Check of Linear Analysis for CASE-C3

Analysis Method	Item	CASE C-3
FEM (Linear)	UC	1.003

Note : UC = FEM Result / 0.8*Yield Stress(345MPa)

3.3 인장판 해석방법 수립

본 논문에서는 인장력이 발생하는 힌지인 인장판 설계를 위해 다양한 방법으로 검토를 수행하였다.

아래 Table 57와 Fig. 48은 다양한 해석방법에 대한 검토 결과인 UC 값을 비교하고 있으며 인장판을 탄성영역에서 해석을 수행하는 경우에는 UC값이 1.0을 초과하여 문제가 발생하는 것으로 평가되었으나 비선형 해석의 결과는 매우 안전하게 평가되었다. 이러한 결과는 힌지인 인장판을 탄성영역에서 해석을 수행하였기 때문이다. 즉 이러한 연결부를 탄성영역에서 해석을 수행하여 설계를 하게 되는 경우에는 힌지로써의 기능을 발휘할 수 없다는 의미이다.

따라서 본 논문을 통해 인장력을 받는 힌지의 초기 크기 결정은 거싯플레이트 설계와 같은 방법으로 수행하여 결정하고 최종 상세설계에서는 FEM 비선형 해석을 통해 얻어진 소성 변형률을 평가하여 설계하는 것이 바람직하다고 판단할 수 있다. 추가로 Fig. 50과 Fig. 51은 수퍼리프팅 후의 인장판의 사진이며 비선형 FEM 해석결과와 같이 인장판의 손상은 발견할 수 없었다.

Table 57 Summary of Unity Check

Analysis Condition	ID	UC	Analysis Condition	ID	UC
Hand Calculation	CASE A-1	0.431	FEM (Linear)	CASE C-1	1.860
	CASE A-2	1.681		CASE C-2	2.605
	CASE A-3	0.102	Composition Element	CASE C-3	1.003
	CASE A-4	0.216	FEM (Nonlinear)	CASE D-1	0.092
Beam Theory	CASE B-1	1.370		CASE D-2	0.111

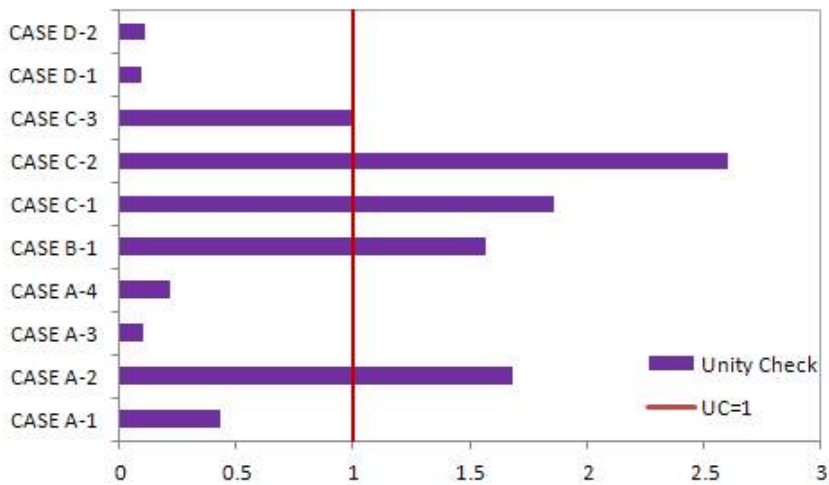


Fig. 48 Comparison of UC Value

Fig. 49는 하중증가에 따른 인장판의 소성 변형률을 보여주고 있으며 설계하중에서의 소성 변형률은 허용 변형률 1.6%에 비해 많이 작아 일부영역이 소성 되더라도 찢어짐에 대해서는 안전하다는 것을 알 수 있다.

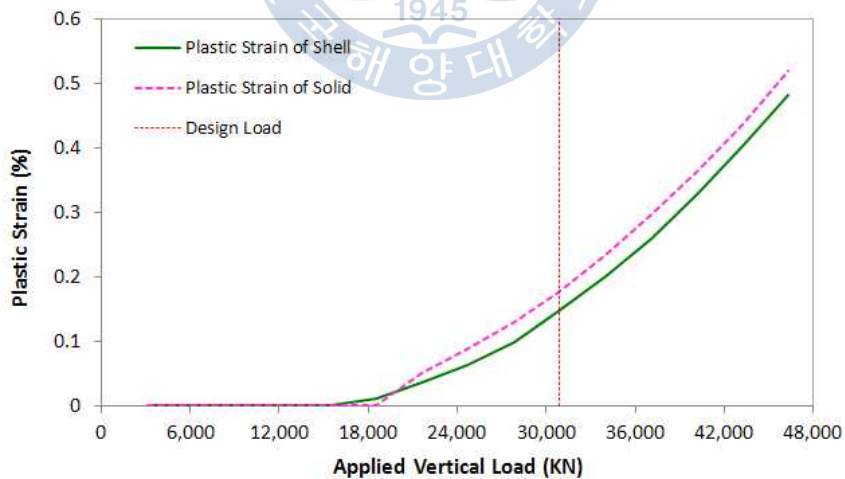


Fig. 49 Plastic Strain Curve

Fig. 50과 Fig 51은 수퍼리프팅 후에 캐헤드와 인장판의 사진이며 보이는 것과 같이 전혀 손상이 없다.



Fig. 50 Cathead after Superlifting



Fig. 51 Tension Plate after Superlifting

제 4 장 압축력을 받는 힌지에 대한 연구

4.1 KEB

4.1.1 KEB 설치위치

압축력을 받는 힌지인 KEB는 인장판과 같이 수퍼리프팅 구조물 최적설계를 위해 필수적인 연결부라 할 수 있다. 본 논문에서 적용한 KEB 총 개수는 40곳으로 그 위치는 Fig. 52에 나타내었다.

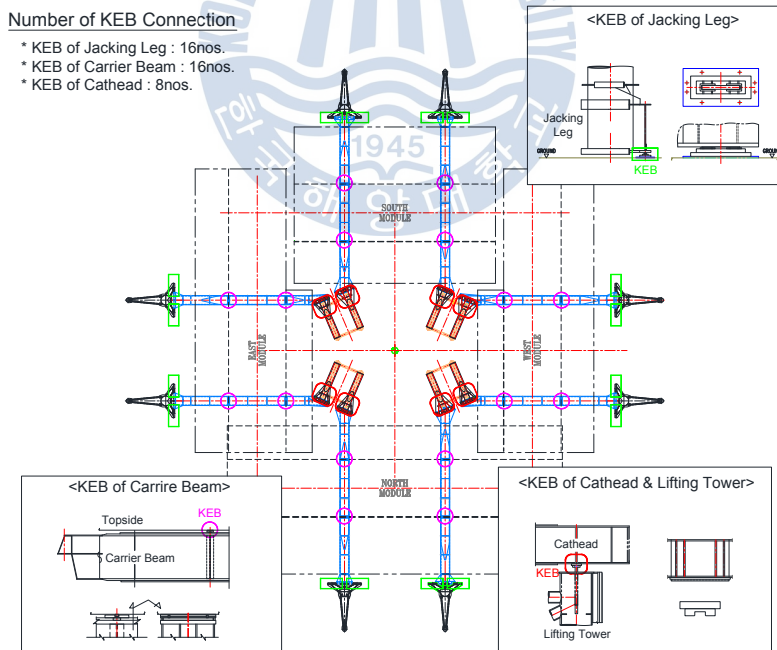


Fig. 52 Location of KEB

4.1.2 KEB의 형상

KEB의 해석방법에 대한 연구를 위해 여러 압축력을 받는 힌지 중 잭킹레그 하부구조물에 위치한 KEB를 기준으로 설명하였으며 KEB의 형상은 Fig. 53에 나타내었다.

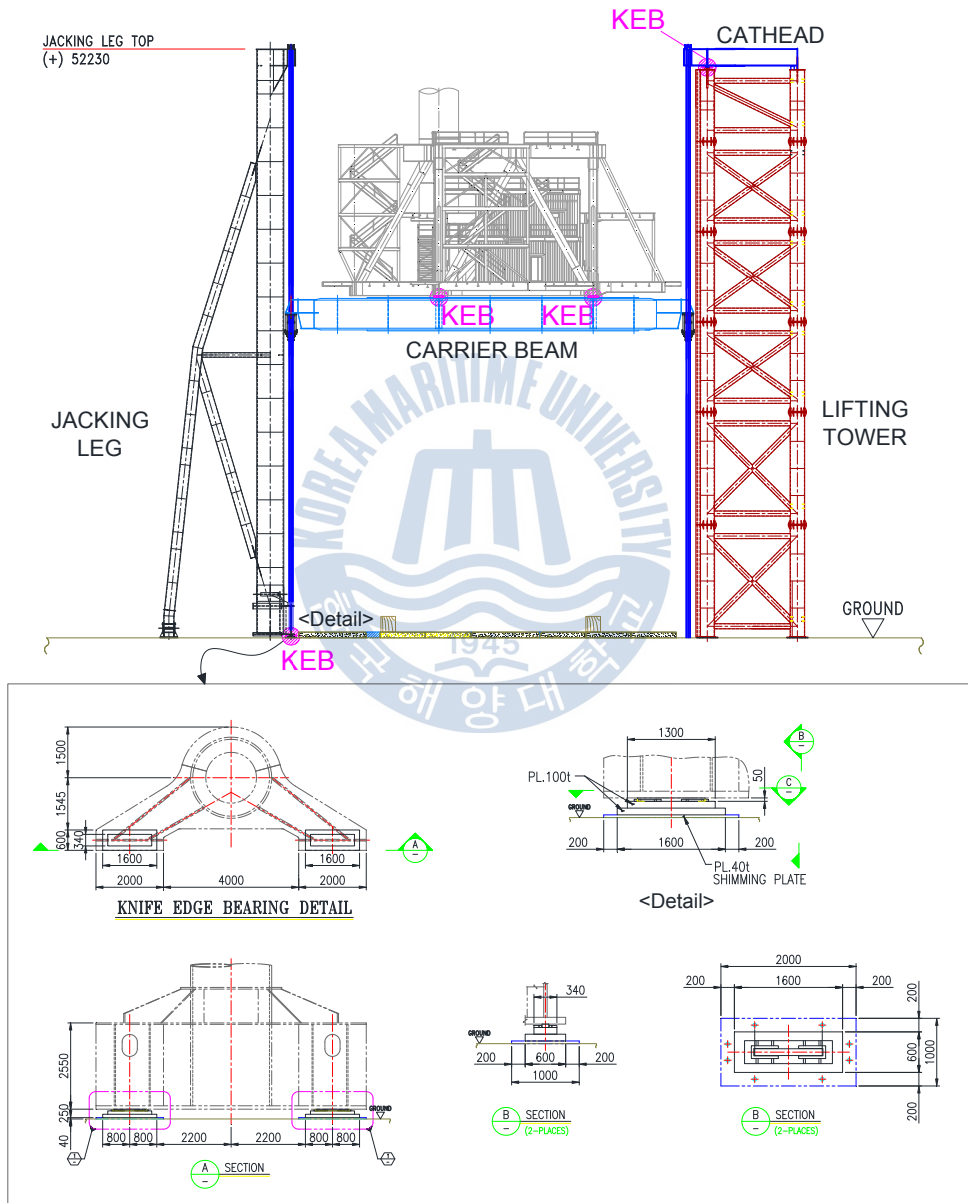


Fig. 53 KEB at Bottom of Jacking Leg

4.1.3 KEB의 설계 개념

압축력을 받는 힌지인 KEB의 설계는 인장력을 받는 힌지인 인장판의 설계개념과는 완전히 다른 방법으로 접근하여야 한다.

그 이유는 인장판의 경우 인장력을 받기 때문에 두께가 얇고 길이가 긴 형태로 설계하여도 무방하나 압축력을 받는 KEB는 좌굴에 대한 안전성 문제로 인해 두께는 인장판에 비해 두꺼워야 하며 길이는 짧아야 한다. 따라서 KEB는 지지대와 용접을 하게 되면 힌지 기능이 떨어지게 된다.

따라서 KEB의 확실한 힌지 기능을 위해 용접을 하지 않아야 하며 일부영역은 소성이 되도록 설계하여야 한다. 이러한 이유로 KEB는 FEM이나 빔 이론을 적용한 상용 프로그램에서 해석을 수행하는 것이 매우 어렵기 때문에 본 논문에서는 KEB의 설계개념을 근거로 해석방법을 개발하고 GK-FPS 프로젝트에 적용하여 그 결과를 증명하였다.

4.2 KEB의 설계기법

4.2.1 KEB의 설계순서

KEB을 설계하기 위해서는 우선적으로 KEB의 연결부가 회전에 대하여 저항이 없는 경우에도 그 회전각도가 매우 작은 위치에 배치를 하였는지가 매우 중요하다. 즉 강성이 강한 연결부에 큰 압축하중이 작용하여 매우 작은 회전에라도 큰 모멘트를 발생하는 위치에 KEB를 설치하여야 하여야 한다는 의미이다.

따라서 Fig. 54의 해석 흐름도와 같이 SACS 프로그램을 이용하여 KEB 위치에 모멘트는 모두 풀고 최대로 예상되는 회전각을 확인하여 용접 연결부가 아닌 KEB의 안정성을 우선 확보하여야 한다. 다음 단계로는 최대하중과 모멘트를 확인하기 위해 KEB 위치에 모든 모멘트를 잡아주고 해석을 수행하여 KEB을 설계하여야 한다. 여기서 중요한 점은 예상되는 최소모멘트로 인해 KEB의 UC 값은 1.0이 넘도록 설계하여야 한다는 점이다. 즉 모멘트로 인해 KEB의 일부분이 소

성변형 되도록 유도하여 힌지의 역할이 가능하도록 설계하여야 한다. 이미 최대회전각을 확인하였으므로 모멘트로 인해 일부가 소성되어도 응력평형 위치에 이르러 순 압축력과 전단력만 받는 연결부가 될 것이다. 최종 단계로 최대 전단력과 최대 압축력으로 KEB 설계하여야 하며 이때 베어링에 대한 UC 값은 0.9를 정도가 되도록 설계하여야 한다.

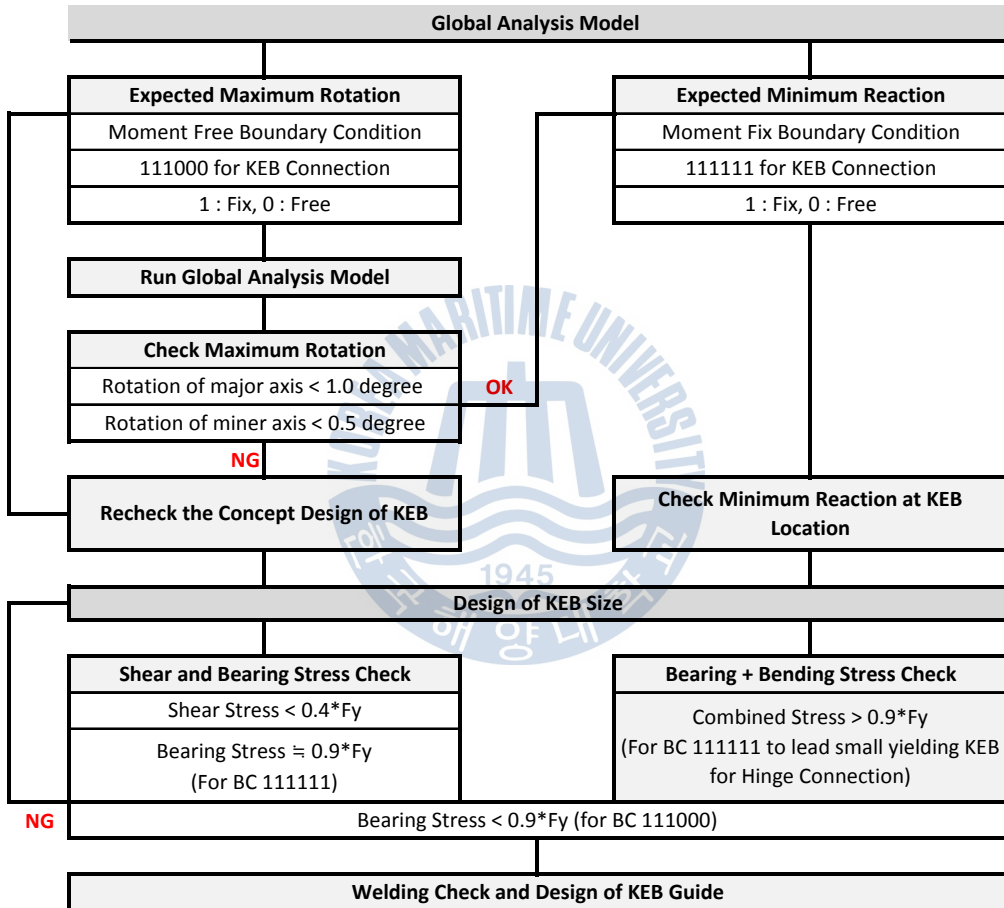


Fig. 54 Flow Chart for KEB Design

4.2.2 KEB의 두께 결정

KEB의 두께는 좌굴에 안전하기 위해 어느 정도 두꺼워야하며 힌지를 위하여 너무 두꺼워서는 안 되기 때문에 KEB의 두께 결정은 쉽지 않은 일이다.

따라서 본 논문에서는 이론적 평균응력과 접촉면적에 대한 하중흐름의 중심 이동과 응력분포도의 관계를 검토하여 KEB의 두께 산정 방법을 제시하고자 한다.

여기서 이론적 평균응력이란 KEB의 평균 베어링(Bearing) 응력을 말하며 Fig. 55 ~ Fig. 57에 나타난 응력분포도의 면적은 이론적 평균응력에 KEB의 폭을 곱한 값으로 KEB의 UC 값에 따른 베어링 응력 분포를 파악하기 위해 접촉면의 크기에 따라 응력분포도의 면적은 항상 일정하도록 나타내었다.

즉 이론적 평균응력이 항복응력의 95%인 경우 KEB를 UC 0.95로 설계하였다는 의미이며 이로부터 KEB의 두께의 정도를 파악할 수 있으며 이러한 접근방법으로 접촉면에 대한 하중흐름의 중심 이동을 파악하여 국부적인 추가 손상의 위험성도 동시에 파악 할 수 있다.

여기서 주의해야 할 점은 KEB의 접촉면이 곡선으로 설계 될 경우 하중흐름의 중심이 많이 이동 될 수 있으므로 반드시 평평하게 설계하여 하중흐름의 중심이 많이 이동되지 않도록 하고 KEB의 끝단이 자연스럽게 소성되도록 유도하여야 한다.

(1) 이론적 평균응력이 항복응력의 95% 인 경우

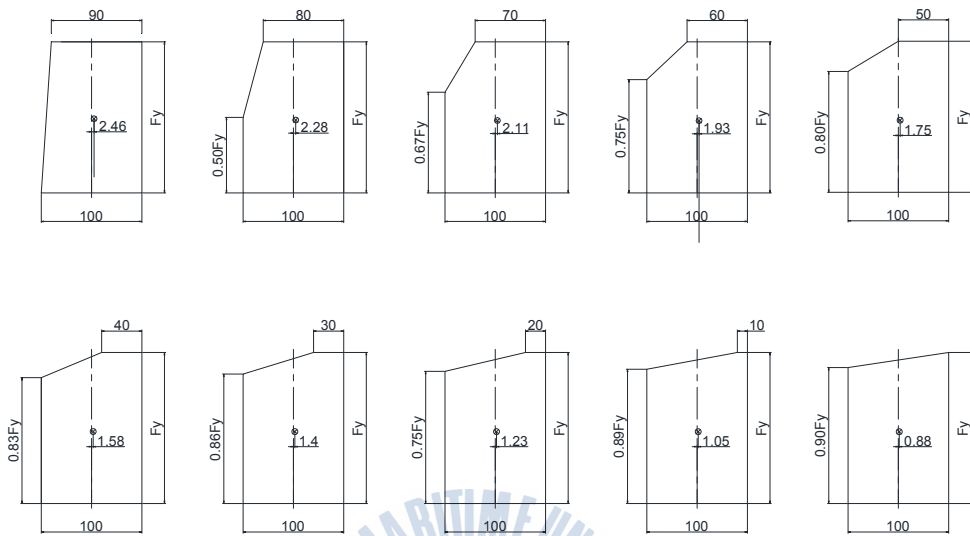


Fig. 55 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.95^* \sigma_y$

Table 58 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.95^* \sigma_y$

Contract Area	90%	80%	70%	60%	50%	40%	30%	20%	10%	0%
Max. Stress (Fy)	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
Min. Stress (Fy)	0.00	0.50	0.67	0.75	0.80	0.83	0.86	0.88	0.89	0.90
Working Point Shift (mm)	2.46	2.28	2.11	1.93	1.75	1.58	1.40	1.23	1.05	0.88

(2) 이론적 평균응력이 항복응력의 90% 인 경우

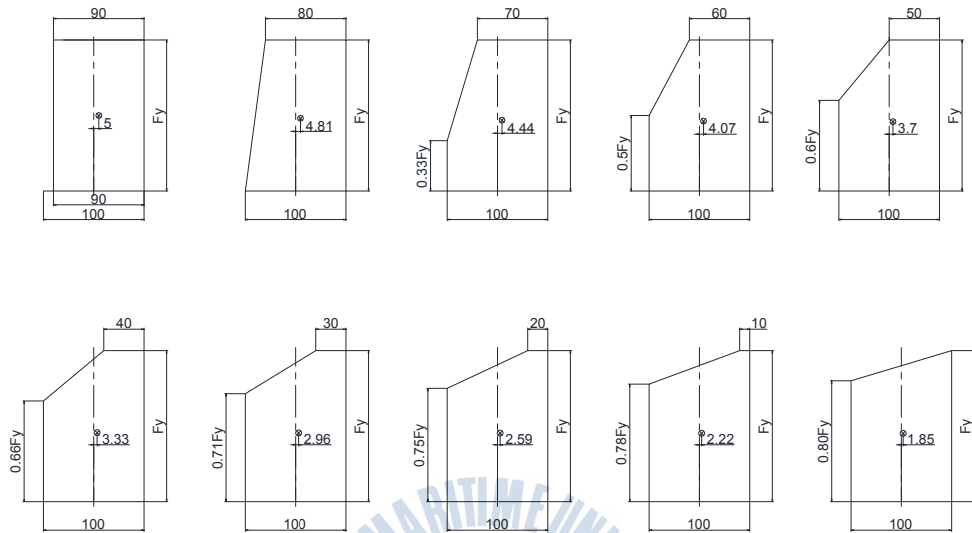


Fig. 56 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.90 \cdot \sigma_y$

Table 59 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.90 \cdot \sigma_y$

Contract Area	90%	80%	70%	60%	50%	40%	30%	20%	10%	0%
Max. Stress (Fy)	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
Min. Stress (Fy)	0.00	0.00	0.35	0.50	0.60	0.66	0.71	0.75	0.78	0.80
Working Point Shift (mm)	5.00	4.81	4.44	4.07	3.70	3.33	2.96	2.59	2.22	1.85

(3) 이론적 평균응력이 항복응력의 80%인 경우

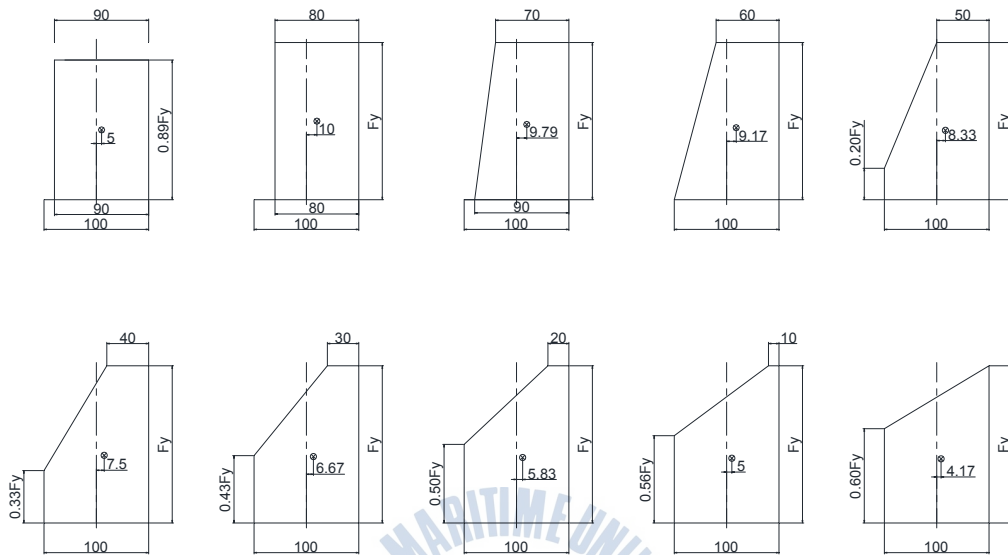


Fig. 57 Stress Profiles for Theoretical Average Stress of $0.80 \cdot \sigma_y$

Table 60 Bearing Stress and Working Point Shift for Theoretical Average Stress of $0.80 \cdot \sigma_y$

Contract Area	90%	80%	70%	60%	50%	40%	30%	20%	10%	0%
Max. Stress (Fy)	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
Min. Stress (Fy)	0.00	0.00	0.00	0.00	0.20	0.35	0.43	0.50	0.56	0.60
Working Point Shift (mm)	5.00	10.00	9.79	9.17	8.33	7.50	6.67	5.83	5.00	4.17

Fig. 58과 같이 이론적 평균응력이 95% ($UC = 0.95$)인 경우 KEB의 50%가 접촉한 상태에서 응력분포가 $0.8 \cdot \sigma_y$ 이상으로 예상되어 예상하지 못한 응력집중이 발생할 경우 항복응력에 도달할 가능성이 있다. 반면에 이론적 평균응력이 80% ($UC=0.80$)인 경우 최소접촉면에서도 응력분포가 $0.6 \cdot \sigma_y$ 이므로 KEB의 두께가 과다하게 설계되었다고 판단 가능하다.

따라서 이론적 평균응력에 대한 KEB의 응력 민감성을 검토해 본 결과 이론적 평균응력을 90%, 즉 KEB의 UC 값을 0.9가 되도록 두께를 결정하여야 한다는 것을 알 수 있다.

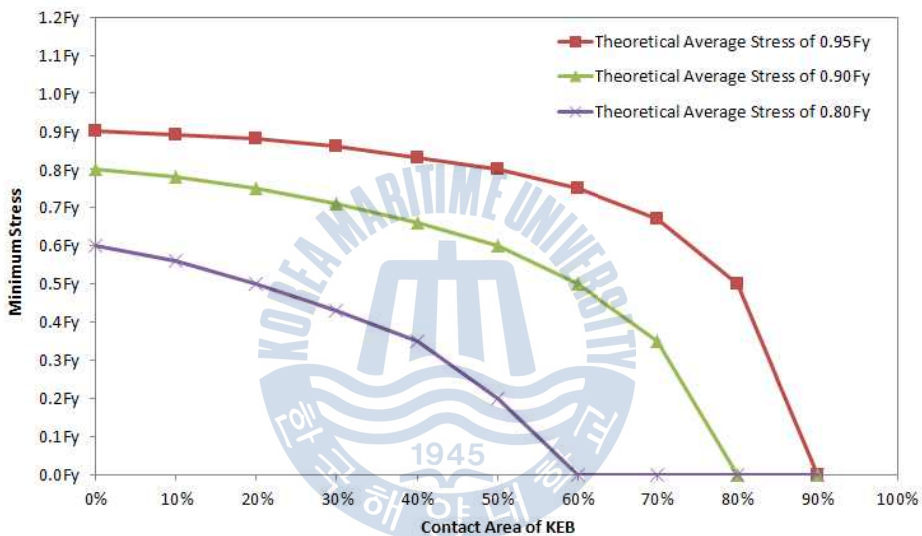


Fig. 58 Contract Area vs. Minimum Stress

추가적으로 하중흐름의 중심이동의 변화를 검토한 결과, 이론적 평균응력의 적용 값이 클수록, 즉 KEB의 UC 값이 클수록 하중흐름의 중심이동이 작다는 것을 Fig. 59에서 알 수 있다.

다시 말해서 KEB의 두께가 두꺼울수록 국부적으로 응력집중이 발생할 가능성이 높다는 의미이므로 KEB의 두께는 최대한 작게 설계하여야 한다.

따라서 Fig. 58을 통해 KEB의 UC 값이 너무 클 경우 예상하지 못한 응력집중에 대하여 안전하지 않으며 Fig. 59을 통해 KEB의 UC 값이 너무 작을

경우 하중흐름의 중심이 커져 국부적 응력집중이 예상되므로 KEB의 두께는 UC 값 0.9로 설계되어야 한다는 것을 다시 한 번 확인 할 수 있었다.

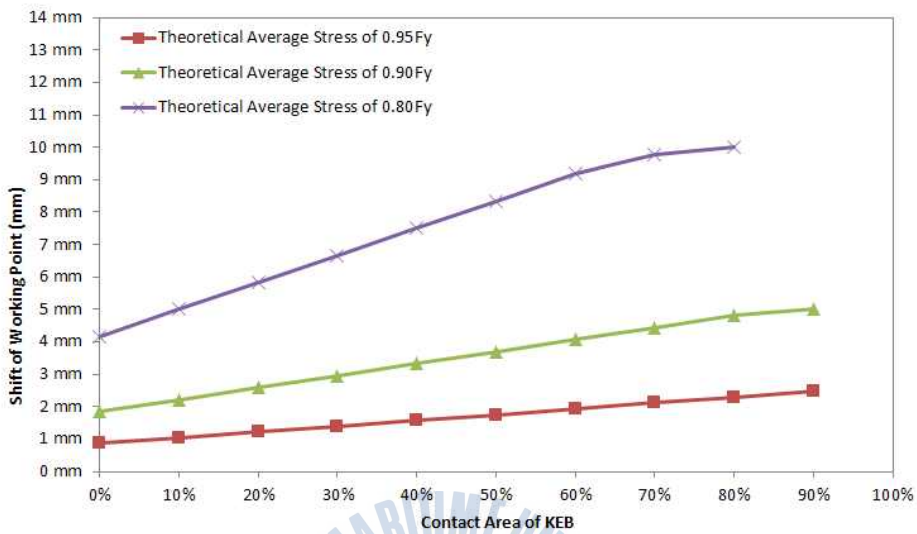


Fig. 59 Contract Area vs. Shift of Working Point

4.3 KEB의 설계

압축력을 받는 부재는 좌굴에 대한 안전성을 확보하기 위해 두꺼운 강판을 사용하여야 한다. 만약 이러한 부재가 힌지로 설계되어야 한다면 반드시 KEB 형식을 이용하여야 한다. 즉 모멘트를 전달하지 않기 위해서 용접되지 않은 연결부 (No Welding Connection)로 설계하여야 한다. 이러한 구조적 장점이 있는 KEB의 설계는 두 부재가 용접이 되어있지 않기 때문에 FEM이나 빔 이론으로 재현하기에는 까다로움이 있다. 따라서 본 절에서는 본 논문을 통해 개발된 KEB 설계방법을 제시하고 GK-FPS 프로젝트의 결과로 설계방법을 검증한다.

다음 Fig. 60은 잭레그에 설치된 KEB 위치 및 본 논문에서 정리한 KEB의 위치인 JL-A, JL-P를 나타낸다.

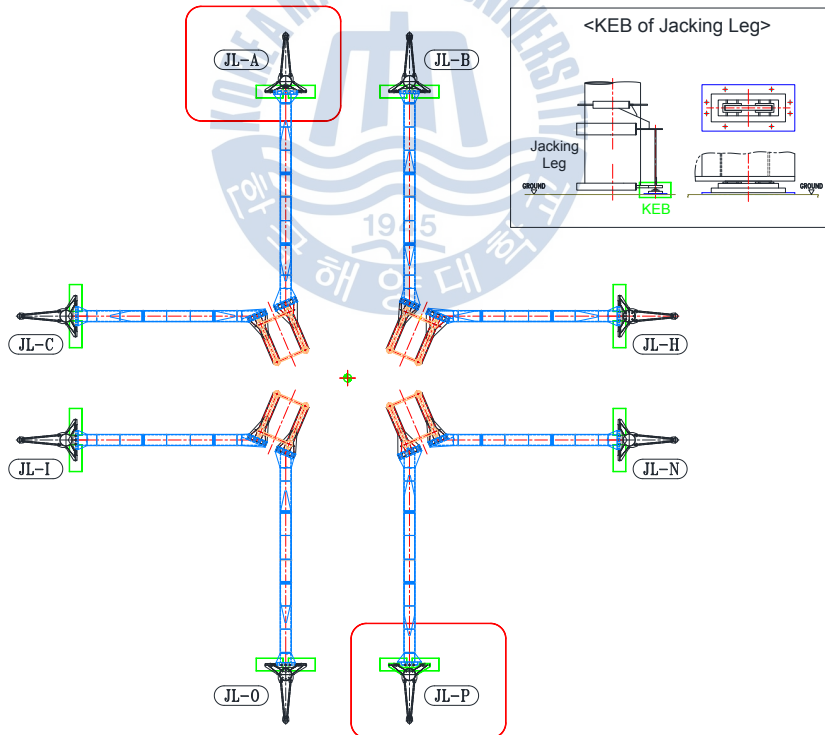


Fig. 60 KEB Location of Jacking Leg

(1) 경계조건 : 잭잉레그의 힌지인 KEB는 설계를 위해 Fig. 61과 같이 초기상태의 경우인 Fx, Fy, Fz, Mx, My, Mz가 모두 고정인 상태(111111)와 평형상태는 Fx, Fy, Fz 방향의 힘은 풀어준 상태(111000)로 고려하여 설계하여야 한다.(Fix:1, Free:0)

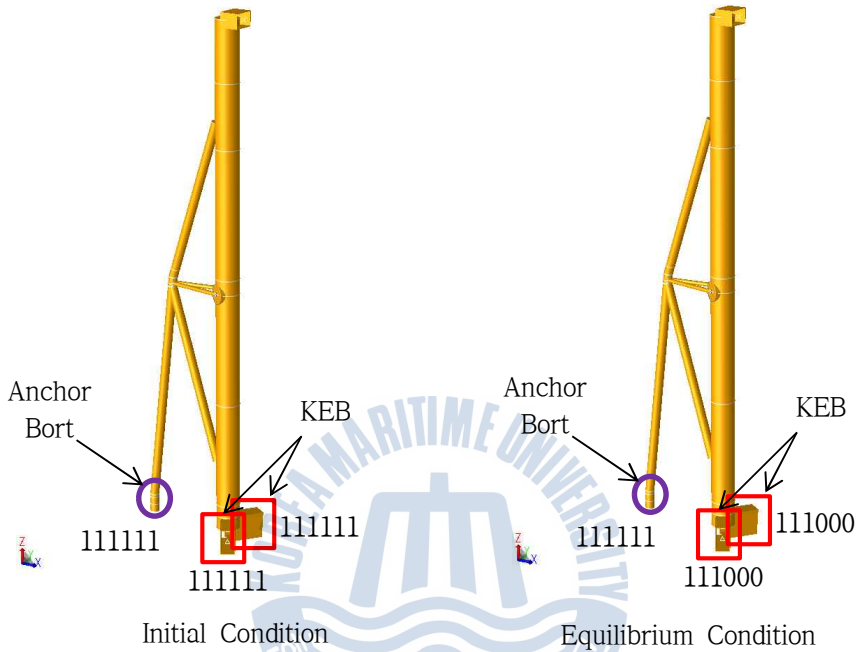


Fig. 61 Boundary Condition for KEB of Jacking Leg

(2) KEB의 설계하중 : Table 61은 SACS 해석시 초기상태를 위한 최대 반력과 최소 모멘트, 평형상태를 위한 최대 반력 및 회전각의 결과를 정리하였다.

Table 61 Reaction and Displacement

Case		Fx (mt)	Fy (mt)	Fz (mt)	Mx (mt-m)	Mz (mt-m)	My (mt-m)
Reaction (111111)	Max. Min.	112	45	1,930	2,171	2,363	76
Reaction (111000)	Max.	142	25	1,686	0	0	0
Displacement (111000)		0.0cm	0.0cm	0.0cm	0.459°	0.032°	0.003°

(3) 초기상태를 위한 일반적 수계산

KEB 설계를 위한 선형해석으로 초기상태의 응력 검토는 잭킹레그 아랫부분 지지대(Jacking Leg Bottom Support)와 KEB 접촉면 사이에 발생하는 베어링에 대한 것으로 다음 식(4.1)는 KEB의 소성변형을 유도하는 것으로 UC값이 1보다 커야한다. 단, 다음 식(4.2)의 모멘트의 안정성 평가 경우 σ_{mx} , σ_{my} 에 대한 응력을 허용응력으로 나눈 값이 1보다 작다면 베어링 영역(bearing Area)을 감소시킬 필요가 있으며, 1보다 크다면 베어링 영역이 평형상태의 결과에 따라 완전 파손 후 최대 회전각만큼만 회전이 발생하므로 안정하다.

$$\frac{\sigma_z}{0.9\sigma_y} > 1.0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\sigma_{mx}}{0.9\sigma_y} \text{ or } \frac{\sigma_{my}}{0.9\sigma_y} < 1.0 : \text{베어링 영역을 감소시킬 필요가 있음} \quad (4.2)$$

> 1.0 : 베어링 영역이 완전 파손되더라도 평형 상태일 때 최대 회전각만큼만 회전 될 것이므로 안정함

d) 평형상태를 위한 일반적 수계산

KEB 설계를 위한 선형해석으로 평형상태의 응력 검토는 베어링 영역이 파손된 후 잭킹레그 아랫부분 지지대와 KEB 접촉면 사이에 발생하는 베어링 및 전단에 대한 안정성 검토를 위해 적용되어지는 수 계산이다.

식 (4.3)은 압축응력에 대한 베어링 허용응력($0.9\sigma_y$)을 나눈 값이 1보다 작은 경우 안정하고, 식 (4.4)는 전단응력에 대한 전단 허용응력($0.4\sigma_y$)을 나눈 값이 1보다 작을 경우 안정함을 보인다. 식 (9)는 강축(Major Axis)의 회전각이 1.0도 보다 작고, 약축(Miner Axis)의 회전각이 0.5도 보다 작다면 안정하다.

$$\frac{\sigma_z}{0.9\sigma_y} < 1.0 \quad (4.3)$$

$$\frac{\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2}}{0.4\sigma_y} < 1.0 \quad (4.4)$$

$$R_x < 1.0 \text{ degree}$$

$$R_y > 0.5 \text{ degree}$$

여기서, R_x = 강축에 대한 회전각 (*Rotation of Major Axis*)

R_y = 약축에 대한 회전각 (*Rotation of Miner Axis*)

e) 해석 결과

SACS의 해석결과에서 얻어진 KEB의 내력으로 초기상태와 평형상태 각각에 대해 식 (4.1)에서 식 (4.4)로 검토한 결과는 Table 62와 같다.

Table 62 Unity Check of Hand Calculation

Analysis Method	Description	UC	Rotation	Remark
Initial	Bearing	1.003	-	Plastic Deformation
	Due to Fz+My	4.073	-	Maximum Rotation extracted from Equilibrium Condition
	Due to Fz+Mx	30.689	-	
Equilibrium	Bearing	0.876	-	Check integrity of KEB
	Shear	0.205	-	
	Major Axis	-	0.032 degree	
	Miner Axis	-	0.459 degree	

제 5 장 선적방법에 대한 연구

5.1 Strand Jack을 사용하는 선적방법

본 논문에서는 육상에서 건조된 해양구조물 자체의 구조적 안전성 때문에 스킨드 슈의 전체 길이를 부록 D와 같이 결정하였다. 하지만 이렇게 결정된 해양구조물을 지지하는 길이가 운송선의 폭을 초과하는 경우 Fig. 62에 나타난 기존 방식은 사용하기 어렵게 된다. 그 이유는 스킨드 빔의 간섭으로 인해 링크빔의 설치가 어렵기 때문이다.

따라서 본 논문에서는 Fig. 63과 같이 링크빔을 제거하고 Outrigger를 사용하는 방법을 고안하게 되었으며 여기서 좀 더 발전시켜 기존 방식의 방충재를 제거하고 모든 하중흐름을 스킨드 빔 내에서 상쇄되도록 하는 선적 방법을 개발하였으며 직접연결방식이라고 명칭 하였다.

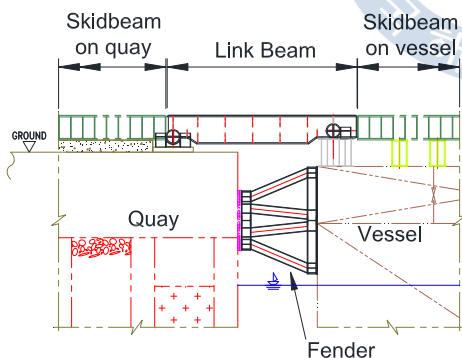


Fig. 62 Link Beam Connection
(Original Method)

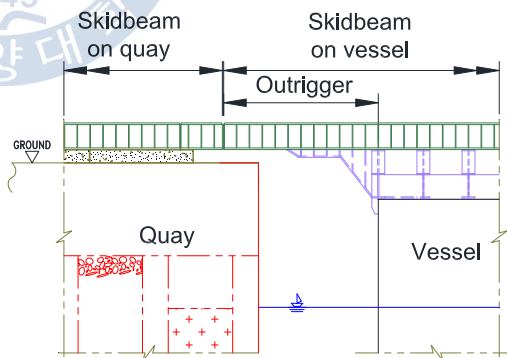


Fig. 63 Direct Connection
(Developed Method)

5.2 기존방법과 직접연결방법의 설계개념

5.2.1 기존 선적방법의 설계개념

기존방법의 설계개념은 Fig. 64에서와 같이 해양구조물의 선적을 위한 당기는 힘을 운송선의 임시 방충재가 안벽에 지지하여 저항하는 방법이다. 이때 링크 빔은 수직하중만을 받도록 설계하고 운송선의 발라스트를 방해할 하지 않기 위하여 단순보로 설계하는 방법이다.

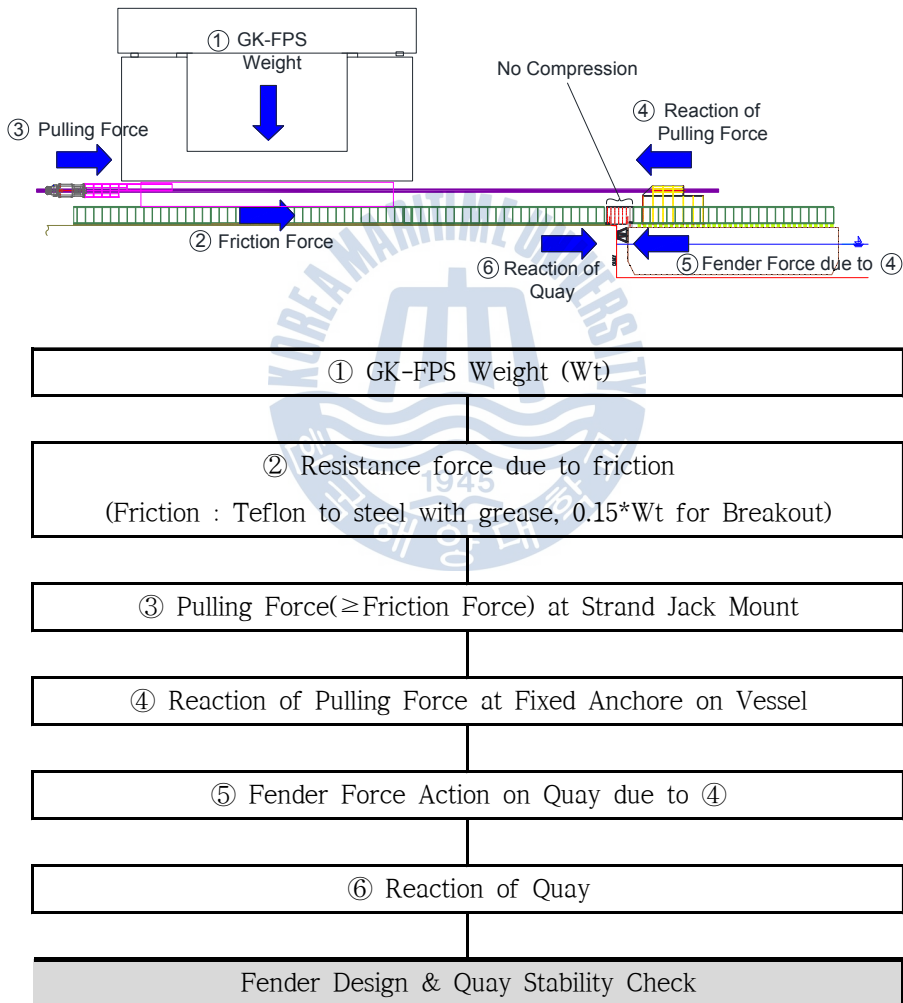


Fig. 64 Force Flow of Original Method

5.2.2 직접연결방법의 설계개념

본 논문에서 제시하는 직접연결 선적방법의 설계개념은 Fig. 65와 같이 해양 구조물 선적을 위한 당기는 힘을 안벽에서 직접 지지하지 않고 스킵드 빔 내부에서 모두 상쇄 되도록 하여 Outrigger에는 압축하중과 수직하중을 동시에 받도록 설계하는 기법이다. 여기서 추가로 Outrigger를 외팔보로 설계하여 운송선의 발라스트에 방해가 되지 않도록 설계하는 방법이다.

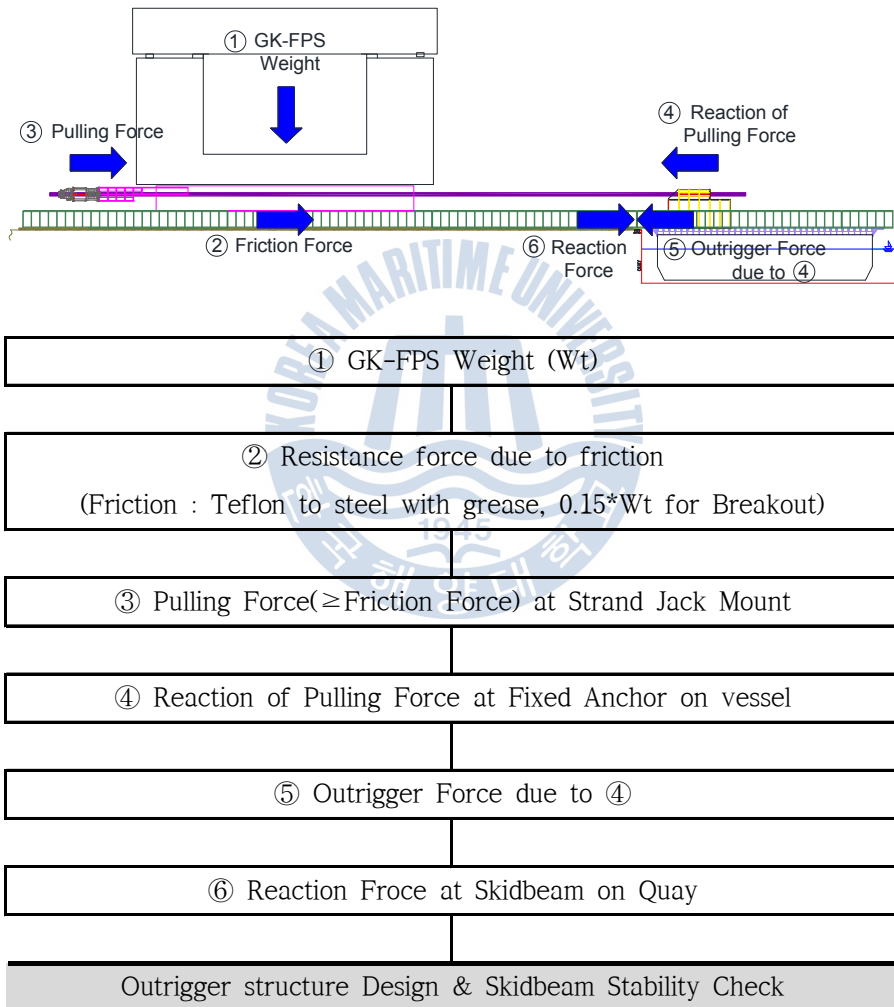


Fig. 65 Force Flow of Developed Method

5.3 기존 선적방법과 직접연결방법의 장단점

5.3.1 작업성 비교

기존의 선적 방법은 다양한 설계 경험을 통해 충분한 안정성과 실효성이 검증되어 왔으며 링크빔을 안벽과 운송선에 단순히 연결함으로서 Fig. 66과 같이 운송선이 조위 또는 파랑에 의해 융기(Heave) 될 때 실제 융기되는 높이보다 작은 값의 단차가 발생하게 되어 해양구조물 선적시 운송선의 발라스트 작업이 유리하다. 하지만 본 논문에서 제시하는 직접연결방식은 Fig. 67과 같이 조위 또는 파랑에 의해 발생된 융기 될 때 그 높이가 그대로 단차가 발생하여 구조물 선적을 위해 운송선의 발라스트 작업에 큰 집중력이 필요하다. 하지만 해양구조물이 운송선으로 이동될 때의 속도를 조금 늦춘다면 이러한 문제점을 해결할 수 있다. Fig. 66과 Fig. 67은 두 유형의 연결부에 대해 융기가 20cm 발생되었다 가정하였을 때 실제 안벽 쪽의 스킵드 빔과 바지선 위의 스킵드 빔 간의 단차를 보여 주고 있다.

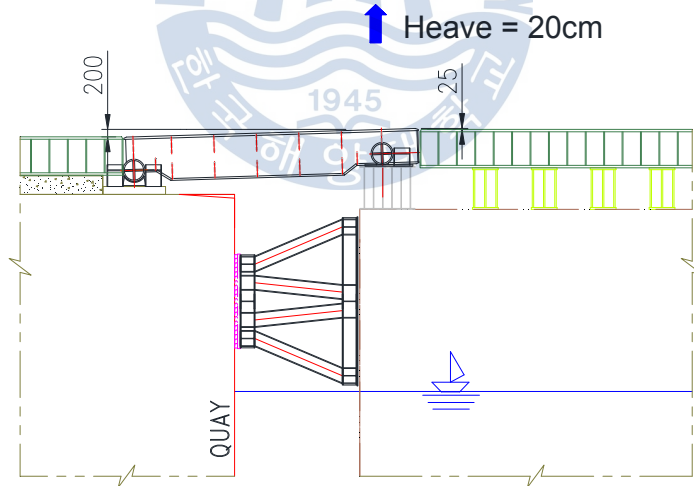


Fig. 66 Deviation of Elevation (Original Method)

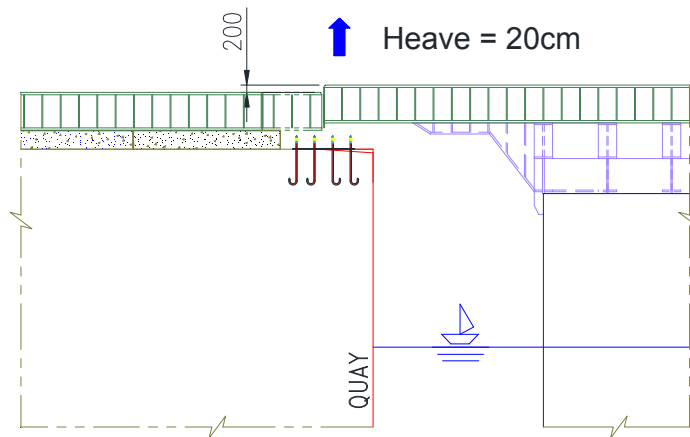


Fig. 67 Deviation of Elevation (Developed Method)

5.3.2 선적될 구조물의 제약조건

반잠수식 해양구조물과 같이 정사각형 형태의 구조물의 경우 운송선의 선박의 폭보다 더 큰 경우가 종종 발생하며 선적될 해양구조물은 Overhang 되어 선적 및 운송 되어야 한다. Overhang의 길이는 부록 D와 같이 선적될 해양구조물의 구조적 안전성을 평가한 후 결정하여야 하며 선적될 해양구조물이 안정하여 Overhang에 문제가 없을 경우 Fig. 68과 같이 기존방법으로 링크빔을 연결 선적 및 운송이 가능하다. 하지만 선적될 해양구조물의 구조적 안전성 문제로 인해 Overhang 길이를 짧게 해줘야 하는 경우 스킵드 슈 길이가 운송선의 폭을 초과하여 Fig. 69와 같이 본 논문에서 제시하는 직접연결공법만이 선적 및 운송이 가능하다.

따라서 직접연결공법은 육상에 건조될 모든 구조물에 적용 가능하나 기존방법의 경우 링크 빔 설치 공간이 없는 경우 적용이 매우 까다롭다.

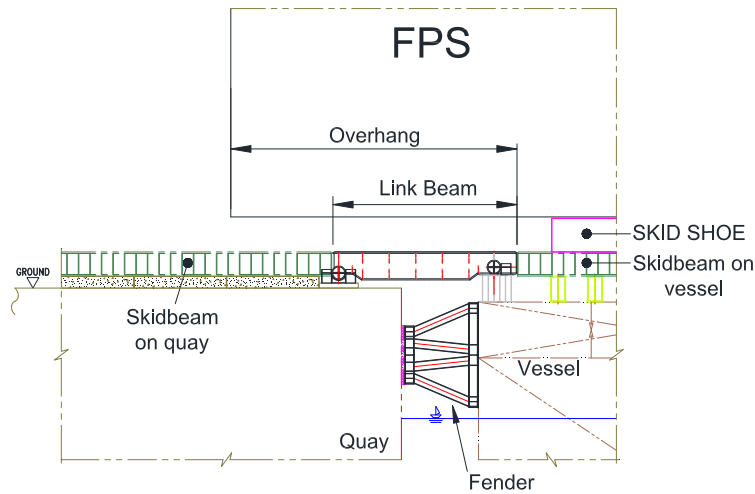


Fig. 68 Link Beam Connection (Original Method)

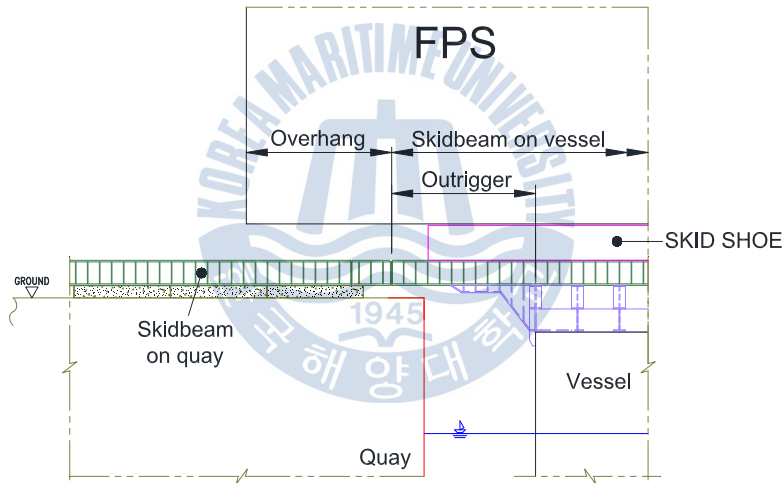


Fig. 69 Direct Connection (Developed Method)

5.3.3 구조적 안전성 비교

기존의 선적 방법과 직접연결방법의 차이는 당기는 힘의 흐름이다. 이로 인해 서로 다른 구조물이 필요 하는 경우가 발생하고 같은 기능의 구조물이더라도 설계방법이 다르게 접근해야 하는 경우가 발생한다. Table 63은 기존방법과 직접연결방법에 필요한 구조물 및 설계방법을 비교하였으며 직접연결방법의 경우

Outrigger의 도입으로 링크빔과 방충재의 제작과 압축력 의한 안벽 및 운송선의 추가검토가 필요하지 않아 선적을 위한 구조물의 개수가 줄어들어 그 만큼 안전성이 좋은 방법이라고 볼 수 있다.

Table 63 Comparison of Loadout Structure Between Original and Direct Connection Method

Item	Original Method	Direct Connection Method
Skid Shoe	O	O
Strand Jack Mount	O	O
Fixed Anchor	O	O
Skid Beam	O	O (Need to check the stability of Skid Beam)
Link Beam	O	X
Outrigger	X	O
Fender	O	X
Quay Stability	O	X
Vessel Local Check	O	X

5.4 기존 선적방법을 위한 선적 구조물설계

5.4.1 방충재 설계

기존 선적방법을 위해 방충재는 당기는 힘을 전달하는 기본 구조물로 운송선과 안벽에 손상이 발생하지 않도록 설계하여야 한다.

(1) 방충재의 형상

방충재는 Fig. 70과 같이 안벽의 외벽과 바지선의 가로보 사이에 설치되며 안벽과 운송선의 안전성에 따라 그 개수와 형상이 결정되어야 한다.

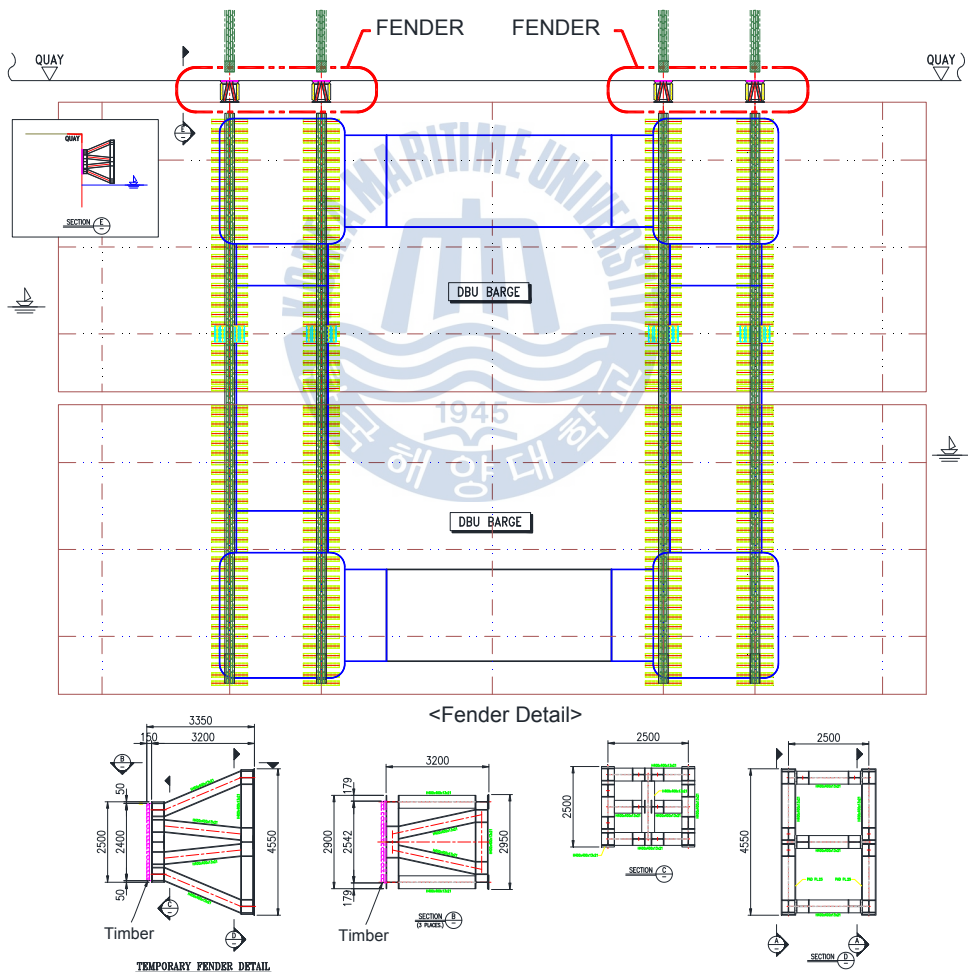


Fig. 70 Fender Layout and Detail

(2) 설계하중 정의

본 논문에 적용한 설계하중은 하중의 불확실성과 국부부재 검토를 고려하여 수평력에 대해서는 1.1의 하중계수를 적용하며 전단력에 대해서는 1.21의 하중계수를 적용한다. Table 64는 작업상태의 설계하중, Table 65는 우발적상태의 설계하중이며 우발적상태일 때는 방충재의 유효 사용개수가 3개뿐임에 주의해야 한다. 즉 방충재 1개가 손상된 경우를 나타낸다.

Table 64 Applied Design Load of Fender (Operation Condition)

Case	Weight, Wd	Factored Pulling Force per Unit, Fh ¹⁾	Factored Shear Force per Unit, Fs ²⁾
Design Force	48,000.0mt	2,079.0 mt	435.6 mt

Note: 1) $F_h = W_d \cdot 1.1 \cdot 0.15 (\text{Friction Coefficient}) \cdot 1.05 (\text{Uneven factor}) / 4 (\text{nos of fender})$

2) $F_s = W_d \cdot 1.21 \cdot 0.15 (\text{Friction Coefficient}) \cdot 0.2 (\text{Friction Between Steel and Timber}) / 4 (\text{nos of fender})$

Table 65 Applied Design Load of Fender (Accidental Condition)

Case	Weight, Wd	Factored Pulling Force per Unit, Fh ¹⁾	Factored Shear Force per Unit, Fs ²⁾
Design Force	48,000.0mt	2,400.0 mt	502.9 mt

Note: 1) $F_h = \text{Min}(W_d \cdot 1.1 \cdot 0.15 (\text{Friction Coefficient}) \cdot 1.05 (\text{Uneven factor}) / 3 (\text{nos of fender}), (600 \text{mt} (\text{Strang Jack Capa.}) \cdot 4 \text{nos})$

2) $F_s = F_h \cdot 1.1 \cdot 0.2 (\text{Friction Between Steel and Timber}) / 1.05 (\text{Uneven factor})$

(3) 빔 이론 해석 (SACS 프로그램 이용)

방충재 설계는 선형해석으로 SACS를 이용하여 모델 된 방충재에 집중하중을 적용하는 경우와 분포하중으로 적용하는 경우를 구분하여 UC로 평가한다. 이때 허용응력에 대한 평가는 AISC-ASD 9th 을 적용하였다.

① 해석하중 계산 및 적용

다음의 Fig. 71은 SACS로 모델 된 방충재의 형상을 나타내며 Fig. 72는 해당

되는 조인트(Joint)의 이름을 나타내고 있다.

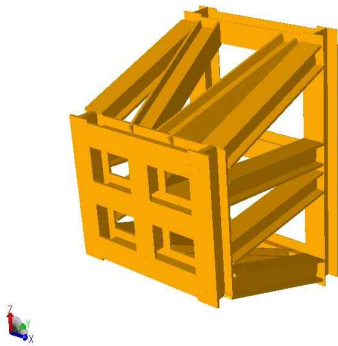


Fig. 71 Fender SACS Model

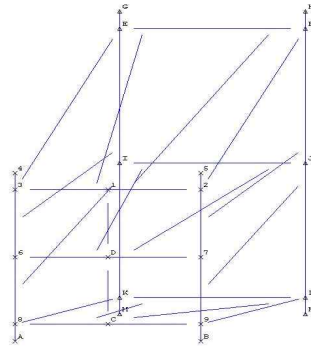


Fig. 72 Joint ID

Fig. 73과 같이 방충재 해석을 직접 하중 받는 부재와 하중을 전달하는 부재를 보수적으로 해석을 수행하기 위해 두 가지 방법으로 해석하였으며 이때 적용된 하중은 Table 66에 나타내었다.

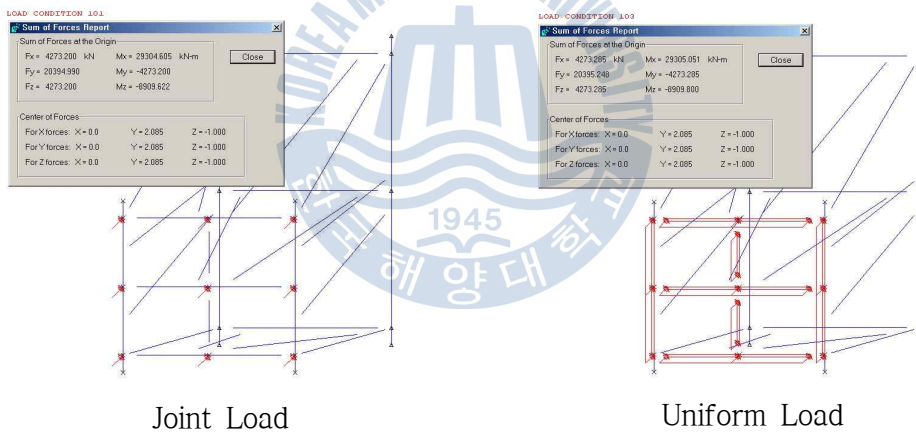


Fig. 73 Type of Applied Load

Table 66 Applied Load of Each Type

Case		Type of Load	Pulling Force (Fy)	Shear Force (Fx)	Shear Force (Fz)
LC101	Operation	Joint Load	2,079.0 mt	435.6 mt	435.6 mt
LC102	Accidental		2,400.0 mt	502.9 mt	502.9 mt
LC103	Operation	Uniform Load	2,079.0 mt	435.6 mt	435.6 mt
LC104	Accidental		2,400.0 mt	502.9 mt	502.9 mt

② UC (Unity Check)

Table 67은 Table 66에서 보여준 해석종류 4가지 중 가장 UC값이 큰 부재의 결과를 나타내고 있으며 Fig. 74는 가장 악조건 해석의 결과에 대한 각 부재의 UC를 보여주고 있다. 이때 우발적 상태에 대한 허용하중은 일부 손상된 부분을 보수하여 작업이 가능하므로 1/3 증가하여 검토하였다.

Table 67 Result of UC

Critical Member	Critical Load Case	Critical Condition	Maximum UC	Check
D-J	LC103	Combined	0.961	GOOD

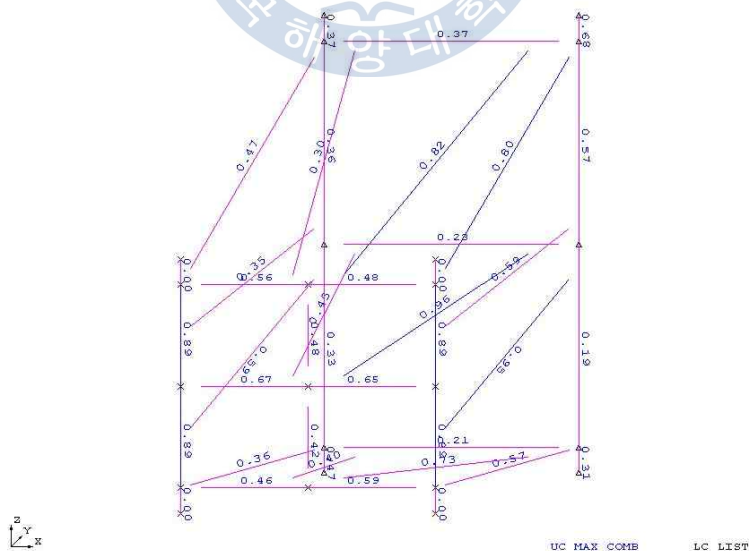


Fig. 74 Result of UC at SACS

5.4.2 안벽 안정성 검토

기존 선적방법의 경우 육상에서 제작완료 된 해양구조물을 운송선 위에 선적을 위한 당기는 힘을 안벽에 그대로 전달되므로 안벽의 안전성 검토는 반드시 필요하다. 본 논문에서 적용한 GK-FPS는 무게가 무겁고 마찰계수가 크기 때문에 스킴 라인에 따라 총 4개의 방충재를 설치하는 경우 Fig. 75에서와 같이 파일로 이루어진 안벽이 국부적으로 문제가 발생하여 총 5개의 방충재를 이용하여 배치하려 하였다. 하지만 이러한 경우 비 균등하중 분포가 추가로 발생하게 되어 큰 이점이 없어 방충재의 개수의 증가보다는 안벽의 보강이 필연적이라고 결정하였다.

따라서 이러한 경우 안벽보강이 간단하지 않으므로 본 논문에서 제시하는 직접연결공법이 개발되었으며 GK-FPS 프로젝트에서 직접연결공법이 실제 가능한 공법이라는 것이 검증되었다.

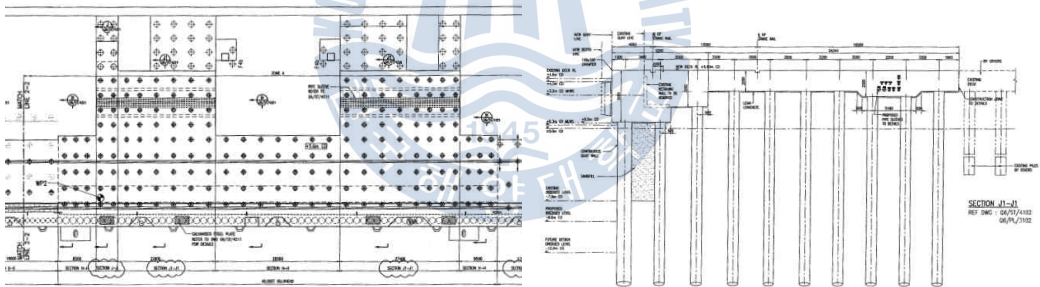


Fig. 75 Quay Plan and Pile Arrangement

5.5 직접연결방법을 위한 선적 구조물설계

5.5.1 Outrigger 설계

직접연결방법의 가장 큰 핵심은 Outrigger의 설계이다. 그 이유는 Outrigger는 기존 선적공법에 사용되는 링크빔과 방충재의 역할을 대신하기 때문이다.

(1) Outrigger 구조물의 형상

Outrigger는 바지선 위에 위치하며 스킵드 빔과 그릴리지로 구성되어 있다. 이는 링크빔과 같은 추가적인 연결부 없이 직접 안벽에 있는 스킵드 빔과 운송선위의 스킵드 빔을 직접 연결할 수 있는 구조로 Fig. 76과 같이 설계되었으며 배치되었다.

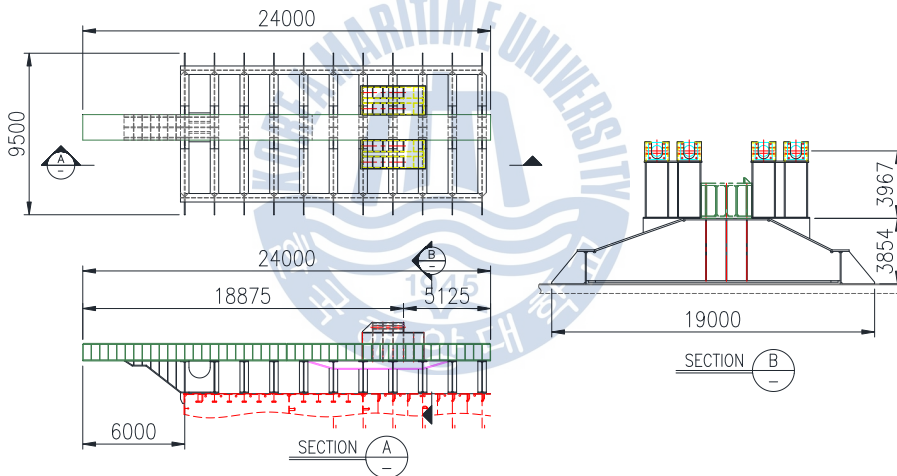


Fig. 76 Configuration of Outrigger Structure on Vessel

(2) 설계하중 정의

본 논문에 적용한 설계하중은 하중의 불확실성과 국부부재 검토를 고려하여 1.21 하중계수를 적용한 값을 Table 68에 나타내었다. FE 해석에서 당기는 힘은 고정단에 위치한 유압잭 위치에 입력하였으며, 선적되는 해양구조물의 자중으로 인한 수직력은 스킵드 빔 상부 플랜지에 값을 부여하였다.

Table 68 Applied Design Load of Outrigger Structure

Case	Weight (WCR 07R)	Factored Pulling Force per line, Fp	Factored Vertical Force per line
Design Load	41,060.4 mt	1,863.1 mt	12,420.8 mt

Note: 1) $F_p = W_d \cdot 1.21 \cdot 0.15$ (Friction Coefficient) / 4(nos of line)

2) $F_v = W_d \cdot 1.21$ / 4(nos of line)

(3) 경계조건

Outrigger는 운송선위에 설치되기 때문에 Outrigger 설계에서 가장 중요한 부분은 경계조건의 결정이라 볼 수 있다. 따라서 아래 Fig. 77과 같이 그릴리지를 리지드(Rigid) 연결하여 연결된 부분을 수직하중만 지지하도록 하여 운송선이 자유롭게 움직일 수 있도록 경계조건 Table 69와 같이 부여하였다. 또한 육상연결부 스키드 빔과 연결되는 부분은 스키드(Skid) 되는 방향을 고정하여 압축력을 받도록 설계하였다.

Table 69 Boundary Condition for Outrigger Design

Case	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	Remark
Boundary 1	0	0	1	1	1	1	X, Y-Direction, End of Skidbeam
Boundary 2	1	1	0	0	0	0	Z, Mx, My, Mz-Direction Bottom of Grillage
Boundary 3	1	1	0	1	1	1	Z-Direction Connection of Skidbeam

Note : Fix=0, Free=1

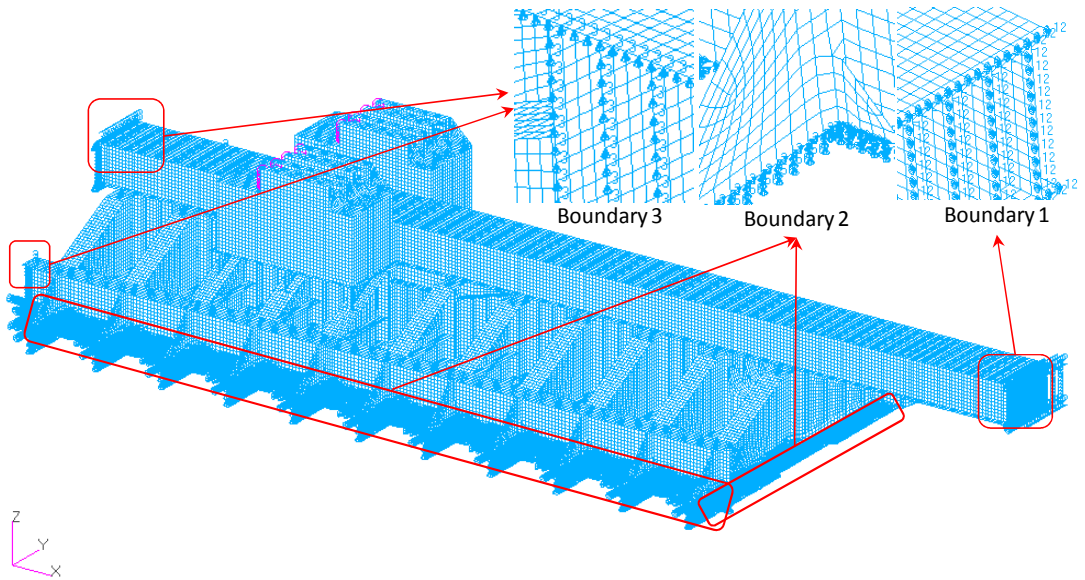


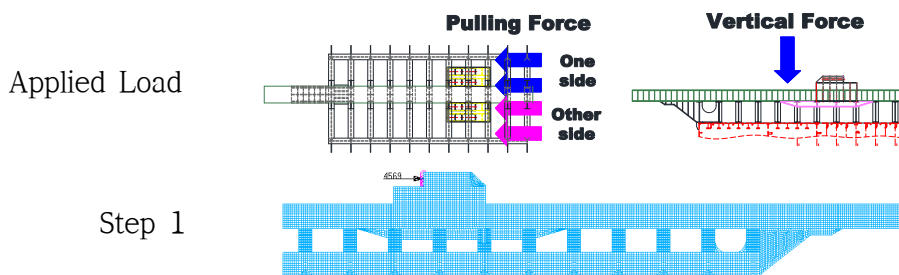
Fig. 77 Boundary Condition for Outrigger Design

(4) FEM 선형 해석

탄성영역에서 FEM을 이용하여 Outrigger를 설계하였으며 해석결과를 스칼라 (scalar)값인 본 미제스 응력으로 평가하였다. 이때 적용한 허용응력은 요소의 크기를 조밀하게 수행하여 보수적으로 $0.8 \cdot \sigma_y$ 를 적용하였다.

① 하중입력

다음의 Fig. 78은 FE 해석에 적용한 하중의 양상과 단계별 하중 적용 상태를 보여주고 있다.



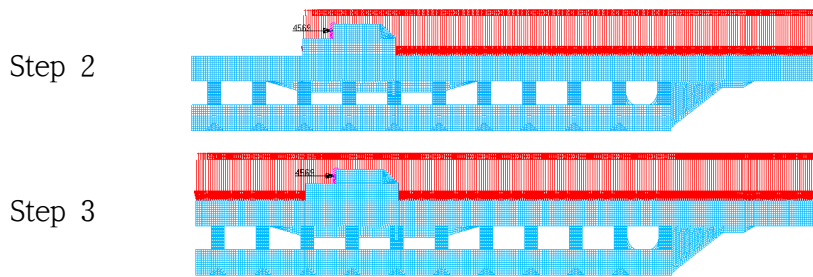


Fig. 78 Applied Load & Step1, 2, 3

다음의 Table 70와 71은 각 해석 단계별 적용하중과 하중케이스를 보여준다.

Table 70 Applied Load of Step 1

Case	Pulling Force	
	One Side	Other Side
Operation Condition	931.6 mt	931.6 mt

Note : Vertical Pressure = Vertical Force/(Length * Breadth of Skidbeam)

Table 71 Applied Load of Step 2 & 3

Case	Pulling Force		Vertical Pressure
	One Side	Other Side	
Operation Condition	931.6 mt	931.6 mt	115.0 mt/m ²

Note : Vertical Pressure = Vertical Force/(Length * Breadth of Skidbeam)

Step 2: 20m Cross Over

Step 3: 24m Cross Over

② 해석결과 (본 미세스 응력)

Table 72 Von-Mises Stress of Step 1

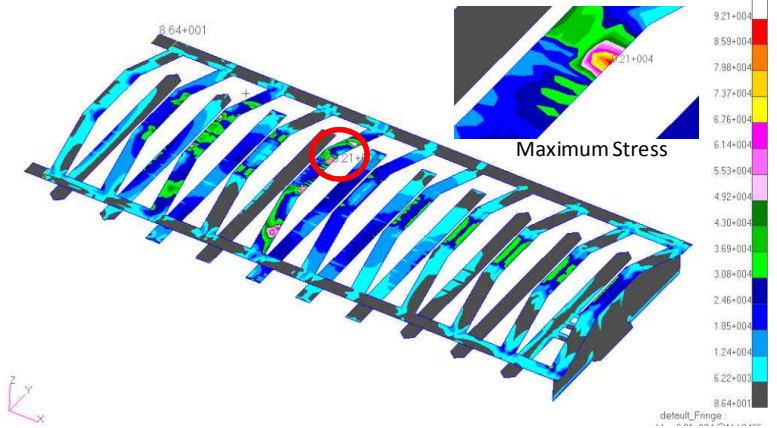
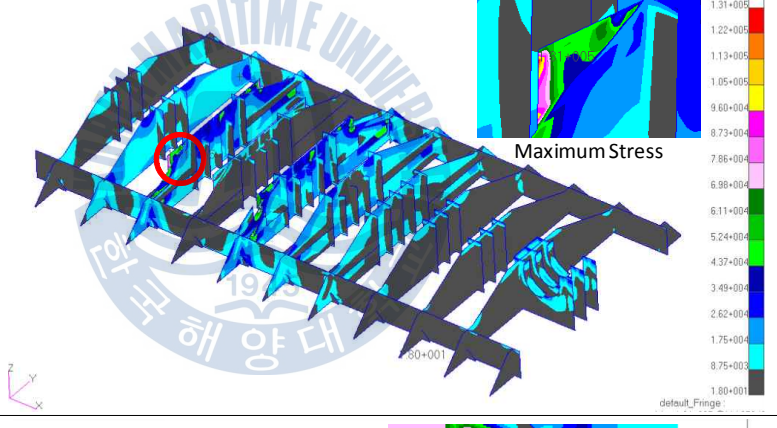
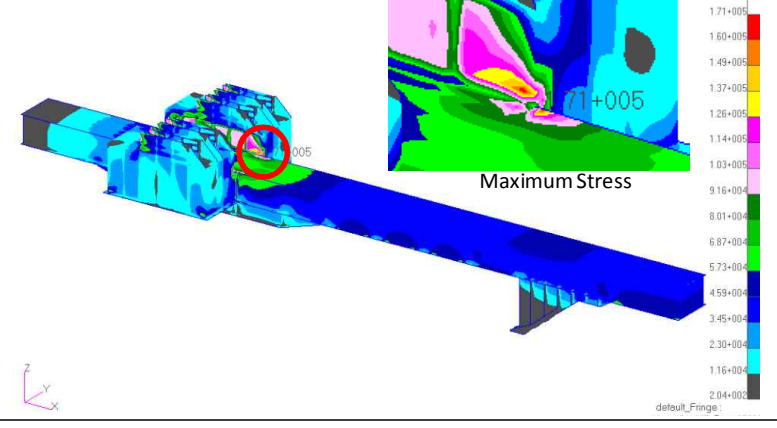
Operation Condition	
<p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 92.1MPa</p>	
<p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 131MPa</p>	
<p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 171MPa</p>	

Table 73 Von-Mises Stress of Step 2

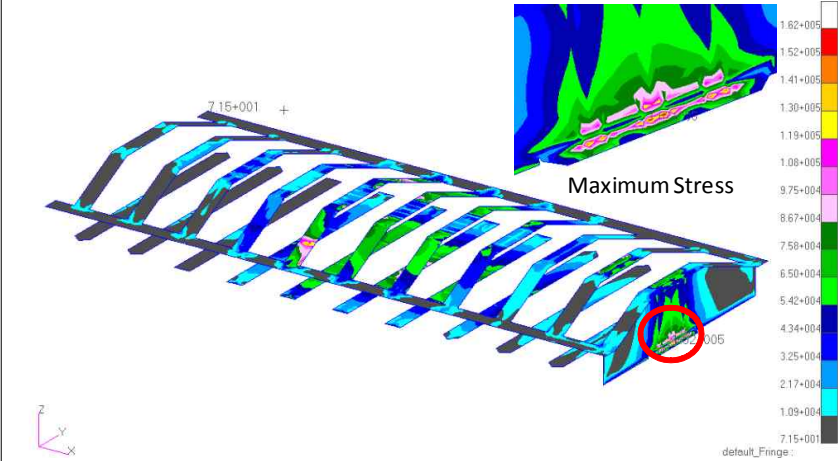
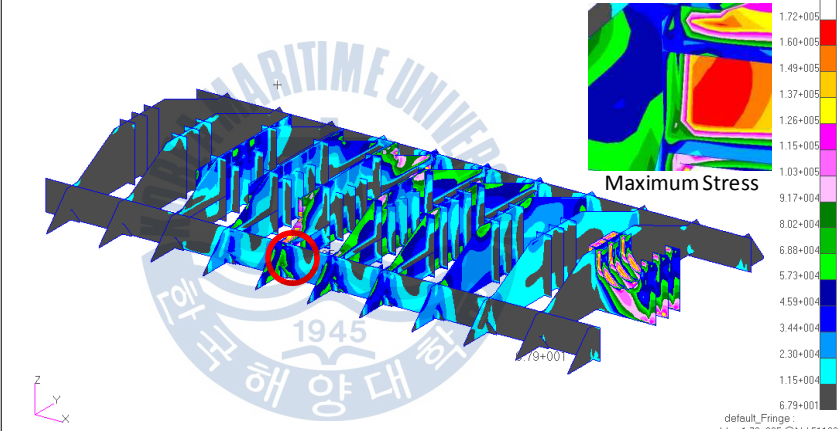
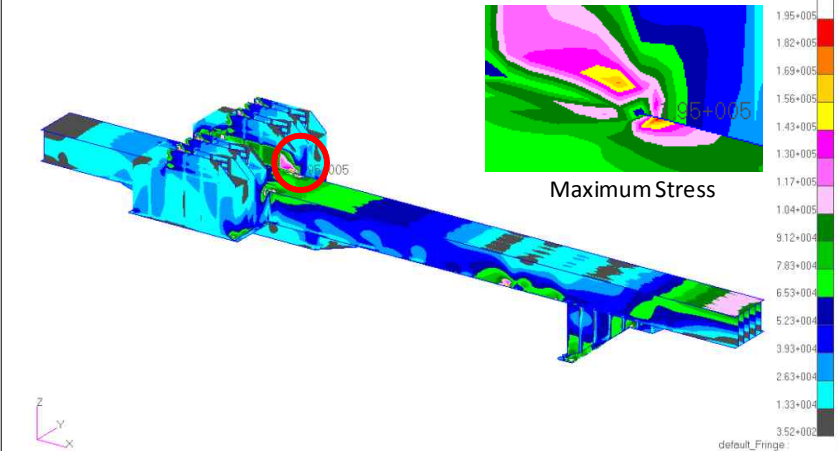
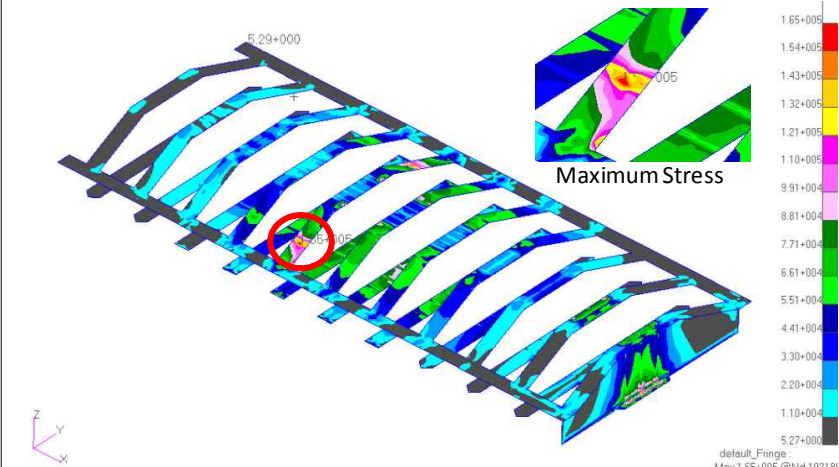
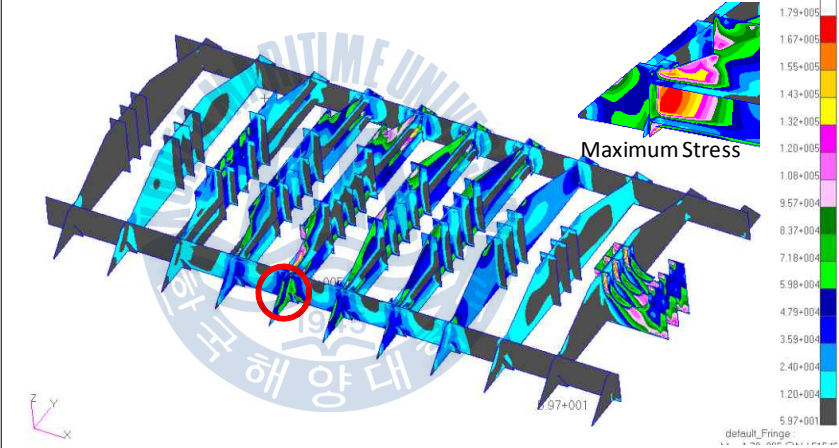
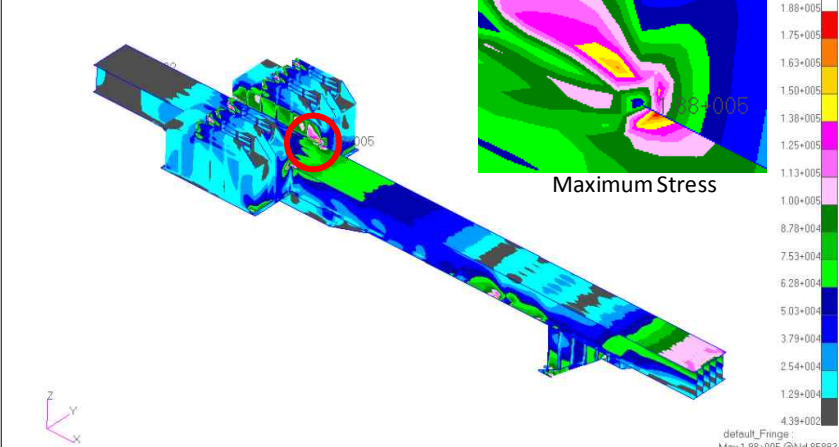
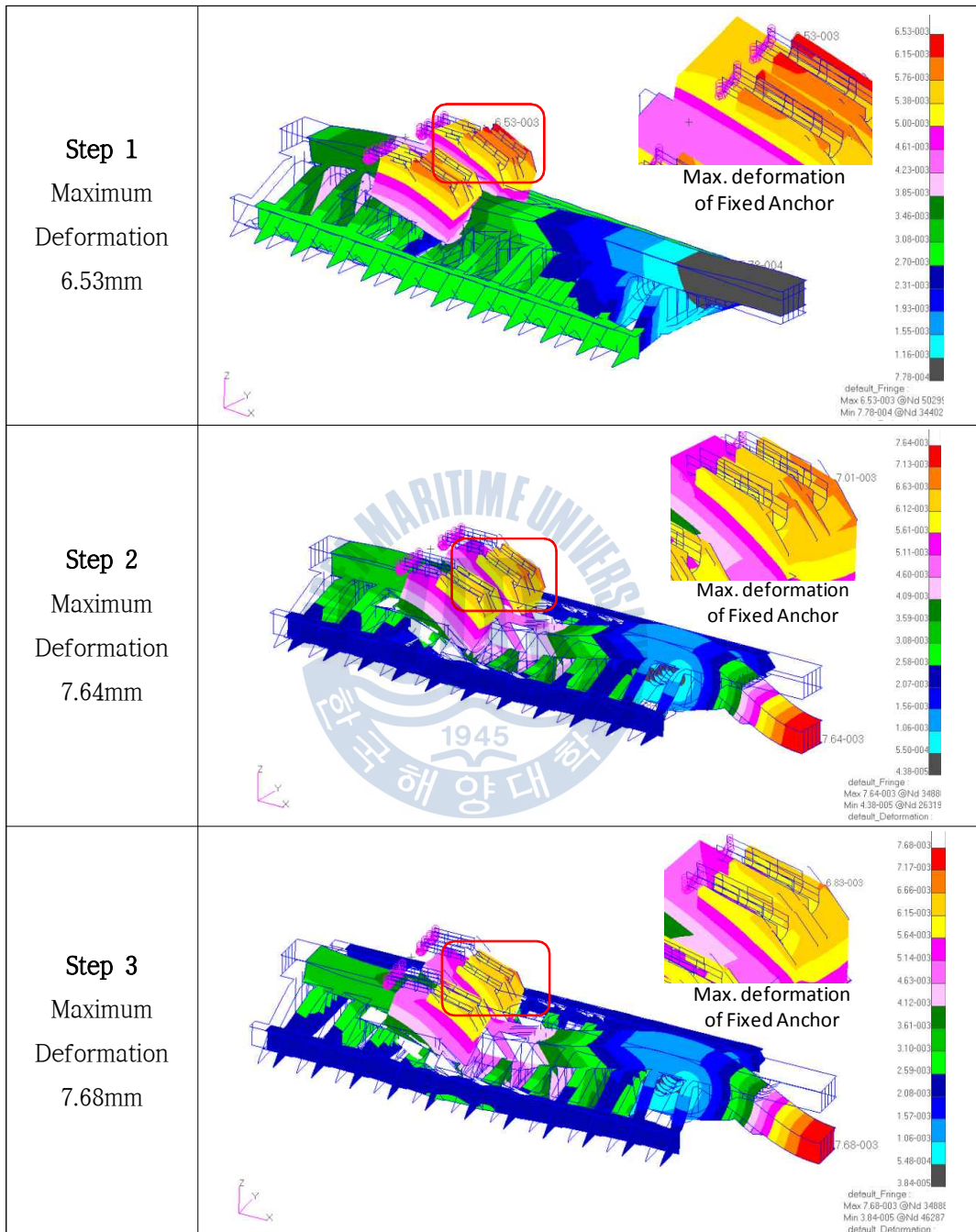
Operation Condition	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 162MPa	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 172MPa	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 195MPa	

Table 74 Von-Mises Stress of Step 3

Operation Condition	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 165MPa	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 179MPa	
Maximum of Plate Von-Mises Stress 188MPa	

③ 해석결과(처짐)

Table 75 Deformation



④ FE 해석결과 정리 (본 미세스 응력)

다음의 Table 76은 Outrigger의 안전성검토를 위해 탄성해석에서 얻어진 본 미세스 응력을 나타낸다. 그릴리지에 해당하는 강재의 항복응력은 제공된 특성에 따라 두께가 40mm보다 큰 경우의 항복응력은 215MPa, 작을 경우의 항복응력은 235MPa를 사용하였으며 Outrigger, 스키드 빔, 고정단의 항복응력은 345MPa 적용되었다.

Table 76 Summary of Von-Misses Stress

Load case		Stress	Allowable Stress	Check
Step 1	Mild Steel (40t and Over)	165 MPa	172 MPa	GOOD
	Mild Steel (Less than 40t)	179 MPa	188 MPa	GOOD
	Gr.50	188 MPa	276 MPa	GOOD
Step 2	Mild Steel (40t and Over)	162 MPa	172 MPa	GOOD
	Mild Steel (Less than 40t)	172 MPa	188 MPa	GOOD
	Gr.50	195 MPa	276 MPa	GOOD
Step 3	Mild Steel (40t and Over)	165 MPa	215 MPa	GOOD
	Mild Steel (Less than 40t)	179 MPa	235 MPa	GOOD
	Gr.50	188 MPa	345 MPa	GOOD

⑤ FEM 해석결과 정리 (변형)

다음의 Table 77은 Outrigger의 탄성변형을 나타내며 그 값이 허용 값을 초과하지 않으므로 문제없다.

Table 77 Summary of Deformation

Step	Deformation of Outrigger Structure	Allowable Deformation (Length/180) ¹⁾	Check
Step 1	6.53 mm	12.5mm	GOOD
Step 2	7.63 mm	12.5mm	GOOD
Step 3	7.68 mm	12.5mm	GOOD

Note 1) The allowable deformation is determined in accordance with 2.5.4 Durability table 8 in BS5950. ($2.254\text{m}/180=0.0125\text{m}=12.5\text{mm}$)

5.5.2 직접연결공법을 위한 스킵드 빔 안정성 검토

기존 선적공법과 비교하여 직접연결공법의 가장 취약한 구조물은 육상에 위치
 한 스킨드 빔이다. 그 이유는 스킨드 빔은 강체로 기초와 연결되어있지 않고
 큰 압축력을 받는 부재임에도 불구하고 길이가 길기 때문이다. 따라서 직접연
 결공법을 적용하기 위해서는 받듯이 스킨드 빔의 좌굴에 대한 안전성을 검토하
 여야 하며 검토 방법은 아래와 같이 제안한다.

(1) 스킵드 빔 배치

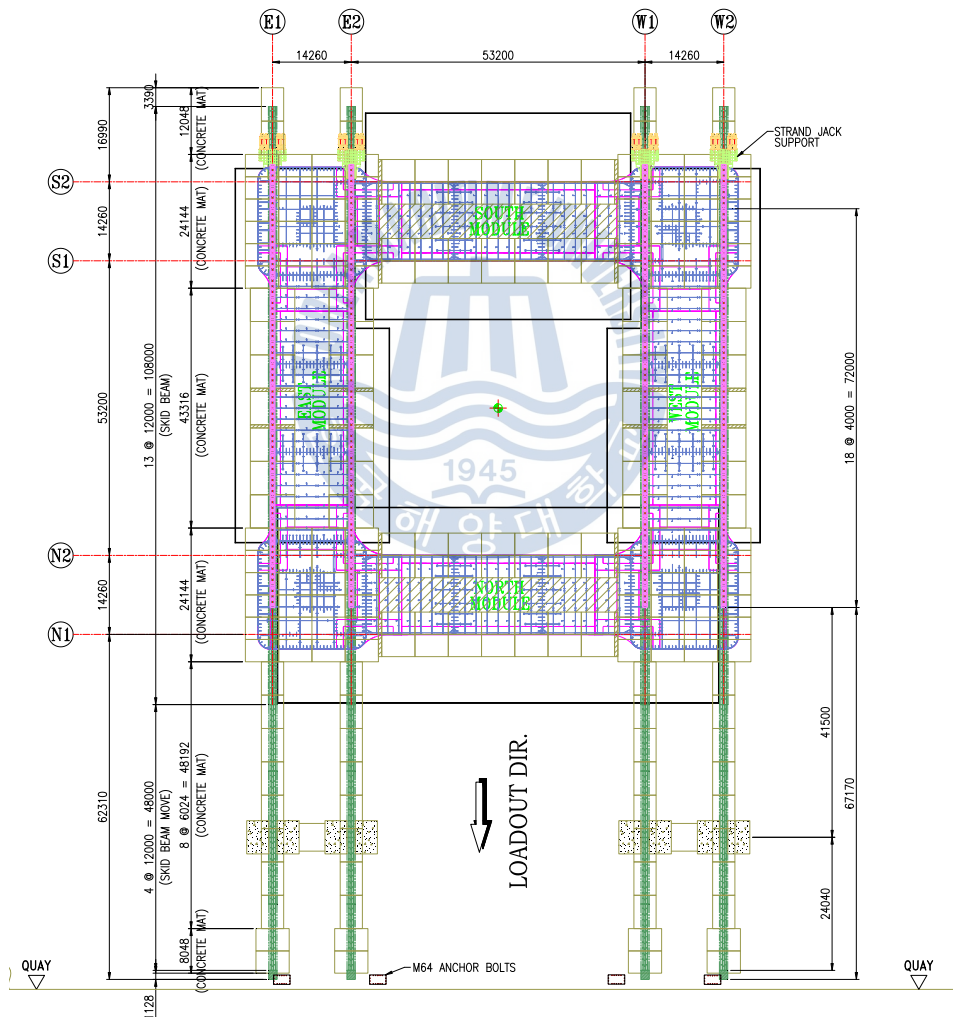


Fig. 79 Skidbeam Arrangement with Concrete Weight

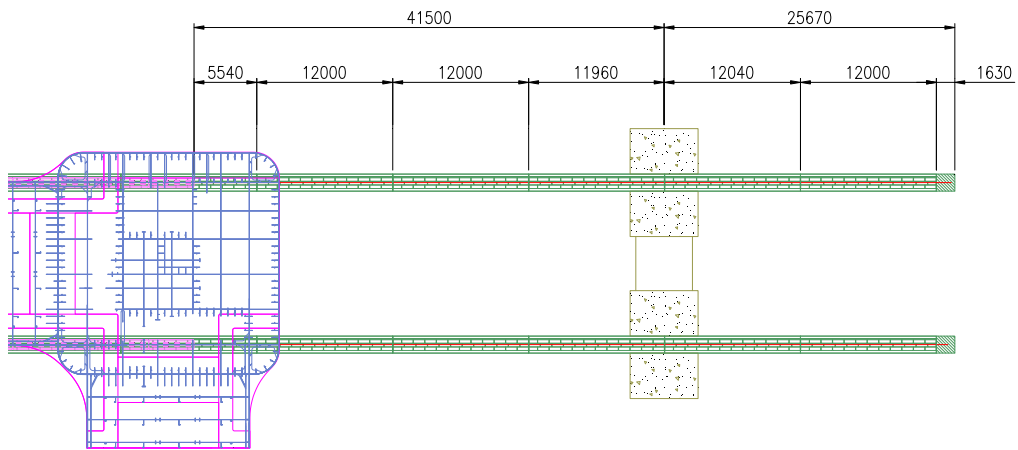


Fig. 80 Configuration of Concrete Mat

(2) 해석하중 계산

스키드 빔의 안전성 검토를 위해 아래 Table 78과 같이 하중을 정의하여 고려하였다.

Table 78 Design Load Calculation for Skidbeam Stability Check

Condition	Dead Weight (mt)	Design Margin	Design Weight (mt)	Friction Coefficient	Total Pulling Force (mt)	Nos of Skidbeam	Pulling Force / Skidbeam (mt)
	①	②	③=①*②	④	⑤=③*④	⑥	⑦=⑤/⑥
Loadout	41,060	1.1	45,166	0.15	6,775.0	4	1,639.7
Eccentric Factor Between Skidbeams	Eccentricity in Mount Structure			Design Force & Moment			
	Local X (m)	Local Y (m)	5% Pulling Force (mt)	Force (mt)	Mx (mt-m)	My (mt-m)	Vertical & Lateral Force (mt)
⑧	⑨	⑩	⑪	⑦*⑧	⑦*⑧*⑨	⑦*⑧*⑩	⑧*⑪
1.2	0.05	0.10	102	2,033	102	203	102

Note : Eccentric factor was determined based on the gap from the vertical and lateral bracket as shown the below figure

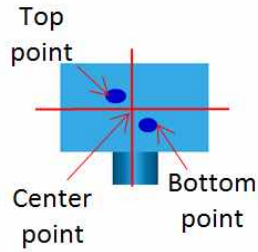


Fig. 81 Applied Load Point Considering Eccentricity

(3) 기본하중 및 하중조합

다음 Table 79는 기본하중에 대한 정의를 나타내며 Fig. 81에서와 같이 편심에 대한 영향을 보수적으로 고려하여 스킴 빔에 대한 좌굴 안전성을 평가하여야 한다.

Table 79 Basic Load Case

LC1	Dead Load of Skidbeam
LC11	Pulling Force at Skidbeam Top Point ($F+M_x+M_y$)
LC12	Pulling Force at Skidbeam Bottom Point ($F+M_x+M_y$)
LC21	Pulling Force at Skidbeam Center Point (F)
LC22A	Vertical Force of Pulling Force 5% (+)
LC22B	Vertical Force of Pulling Force 5% (-)
LC23	Lateral Force of Pulling Force 5%

Table 80은 하중조합을 나타내며 선적작업 중에 스킴 빔에 문제가 발생할 경우 공기지연과 보수보강의 어려움 때문에 추가적으로 하중계수 1.1을 고려하여 안전율을 확보하였다.

Table 80 Load Combination

LC101	$1.0 \cdot LC1 + 1.1 \cdot LC11$
LC102	$1.0 \cdot LC1 + 1.1 \cdot LC12$
LC201	$1.0 \cdot LC1 + 1.1 \cdot LC21 + 1.1 \cdot LC22A + 1.1 \cdot LC23$
LC202	$1.0 \cdot LC1 + 1.1 \cdot LC21 + 1.1 \cdot LC22B + 1.1 \cdot LC23$

(4) SACS 해석 모델

다음 Fig. 82은 해석에 적용한 경계조건과 좌굴검토를 위한 유효길이를 나타내고 있으며 스킵드 빔과 연결된 수직부재는 가상의 압축부재로 스킵드 빔이 기초위에 올려있는 현상을 재현한 것이다. 또한 수직부재 없이 수평수직이 구속 되어있는 경우는 콘크리트 매트가 위치한 곳이며 이 지점의 반력으로 콘크리트 매트의 크기를 결정하여야 한다.



Fig. 82 SACS Model for Check of Skidbeam Stability

다음 그림은 GK-FPS 프로젝트에서 사용된 콘크리트 매트의 형상을 나타내고 있으며 해양구조물을 선적을 위해 육상에 위치한 스킵드 빔의 좌굴을 방지하기 위해서 반드시 설치하여야 한다.



Fig. 83 Concrete Mat for Loadout

(5) SACS 해석 결과

① 처짐 검토

Table 81 Displacement of Each Load Case

LC101
LC102
LC201
LC202

② UC 검토

Table 82 UC Check of Each Load Case

LC101 (Maximum UC = 0.70)
LC102 (Maximum UC = 0.71)
LC201 (Maximum UC = 0.68)
LC202 (Maximum UC = 0.68)

③ 스킵드 빔 내력검토

12m 스킵드 빔의 용접연결부의 검토를 위해 SACS에서 계산된 각부재의 내력을 아래와 같이 정리하였다.

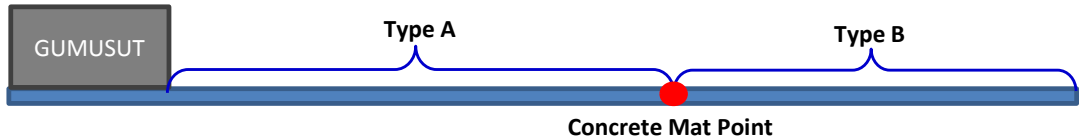


Fig. 84 Skidbeam Types on Ground for Loadout

Table 83 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC101)

LC101 ID	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)	Type
L1-L2	-21,933	8.8	-164.5	0.0	-337.4	-72.9	Type A
L2-L3	-21,933	8.8	-243.6	0.0	-491.3	32.6	
L3-L4	-21,933	8.8	-228.8	0.0	-458.9	138.4	
L4-L5	-21,933	8.8	-231.8	0.0	-453.1	244.5	Type A & B
L5-L6	-21,933	-52.3	-238.6	0.0	-537.8	-383.4	Type B
L6-L7	-21,933	-52.3	-201.2	0.0	-174.3	-1,011.3	
L7-L8	-21,933	-52.3	1,421.1	0.0	2,193.3	-1,096.6	

Table 84 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC102)

LC102 ID	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)	Type
L1-L2	-21,933	-8.8	-164.0	0.0	-335.0	72.9	Type A
L2-L3	-21,933	-8.8	-244.4	0.0	-498.4	-32.6	
L3-L4	-21,933	-8.8	-225.9	0.0	-430.9	-138.4	
L4-L5	-21,933	-8.8	-243.3	0.0	-563.4	-244.5	Type A & B
L5-L6	-21,933	52.3	270.2	0.0	-563.4	-244.5	Type B
L6-L7	-21,933	52.3	-353.7	0.0	-1,565.5	1,011.3	
L7-L8	-21,933	52.3	-416.6	0.0	-2,193.3	1,096.6	

Table 85 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC201)

LC201 ID	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)	Type
L1-L2	-21,933	0.0	-164.5	0.0	-337.1	0.0	Type A
L2-L3	-21,933	0.0	-243.7	0.0	-492.1	0.0	
L3-L4	-21,933	0.0	234.5	0.0	-492.1	0.0	
L4-L5	-21,933	0.0	-233.1	0.0	-465.1	0.0	Type A & B
L5-L6	-21,933	0.0	-233.6	0.0	-489.9	0.0	Type B
L6-L7	-21,933	0.0	244.1	0.0	-489.9	0.0	
L7-L8	-21,933	0.0	239.6	0.0	-339.2	0.0	

Table 86 Internal Load for Check of Skidbeam Connection (LC202)

LC202 ID	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)	Type
L1-L2	-21,933	0.0	-164.5	0.0	-337.1	0.0	Type A
L2-L3	-21,933	0.0	-243.7	0.0	-492.1	0.0	
L3-L4	-21,933	0.0	234.5	0.0	-492.1	0.0	
L4-L5	-21,933	0.0	-233.1	0.0	-465.1	0.0	Type A & B
L5-L6	-21,933	0.0	-233.6	0.0	-489.9	0.0	Type B
L6-L7	-21,933	0.0	244.1	0.0	-489.9	0.0	
L7-L8	-21,933	0.0	239.6	0.0	-339.2	0.0	

④ 반력 검토

빔 이론에서 가정한 경계조건을 실제로 만족하는 경계조건이 되도록 설계하여야 하므로 즉 스키드 빔 중간에는 콘크리트 블록의 개수 결정과 안벽끝단의 연결부 설계를 위해 아래와 같이 최대반력을 산정하여 국부부재 설계를 수행하여야 한다.



Fig. 85 Boundary Condition for Skidbeam Stability Check

Table 87 Maximum Reaction of Skidbeam Connection Type

LC	Joint ID	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)	Location
101	L1	21,993	9	49	0	-18	122	Point 1
	L5	0	-61	456	0	0	0	Point 2
	L8	0	52	-1,421	0	0	0	Point 3
102	L1	21,933	-9	50	0	-19	-122	Point 1
	L5	0	61	513	0	0	0	Point 2
	L8	0	-52	417	0	0	0	Point 3
201	L1	21,933	0	49	0	-18	0	Point 1
	L5	0	0	463	0	0	0	Point 2
	L8	0	0	-1,273	0	0	0	Point 3
202	L1	21,933	0	49	0	-19	0	Point 1
	L5	0	0	463	0	0	0	Point 2
	L8	0	-1,097	920	0	0	0	Point 3

(5) 스킵드 빔 연결부 설계

다음은 스킵드 빔의 연결부의 설계를 위해 최대 내력을 SACS의 결과에서 발췌한 값이며 Fig. 86과 Fig. 87은 인장력이 발생하는 부분을 확인하기 위한 스킵드 빔 단면에 대한 축력과 모멘트를 고려하여 인장력이 발생하는 부분을 확인하였다. 이때 인장력이 발생하지 않아도 최소 용접은 반드시 수행되어야 한다.

Table 88 Maximum Internal Load of Skidbeam for Loadout

Type	LCOMB	Fx (kN)	Fy (kN)	Fz (kN)	Mx (kN-m)	My (kN-m)	Mz (kN-m)
Type A	LC101	-21,993	8.8	-164.5	0.0	-337.4	224.5
Type B	LC101	-21,933	8.8	1,421.1	0.0	2,193.3	1,096.6

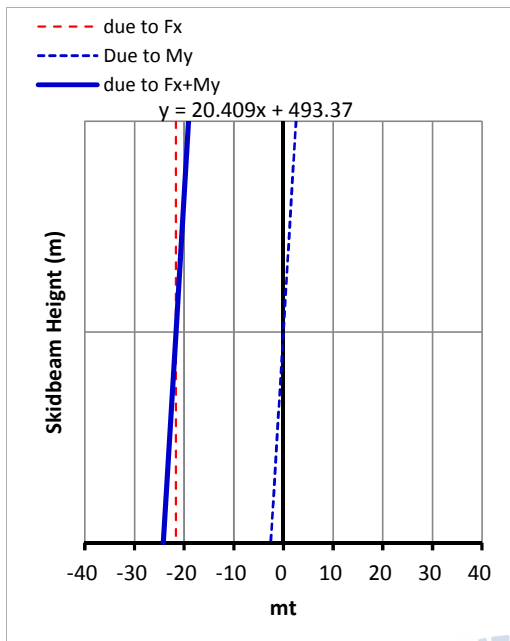


Fig. 86 Tension Check of Type A

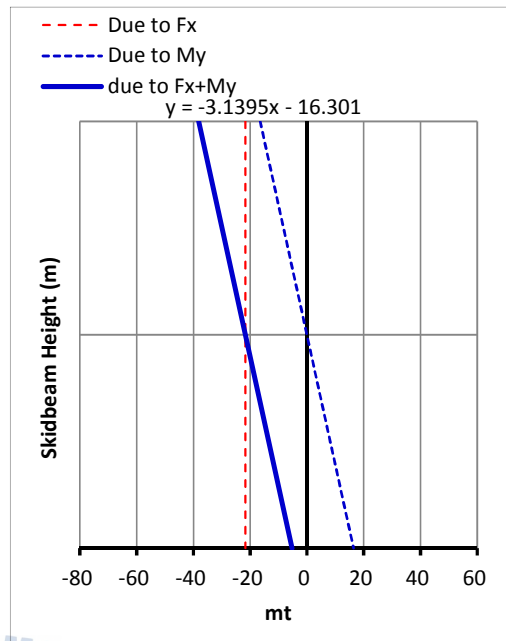
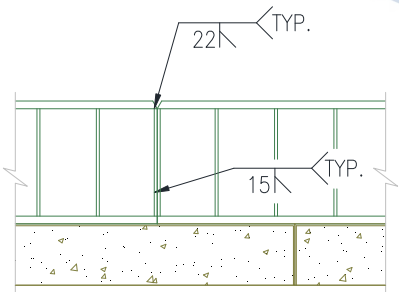
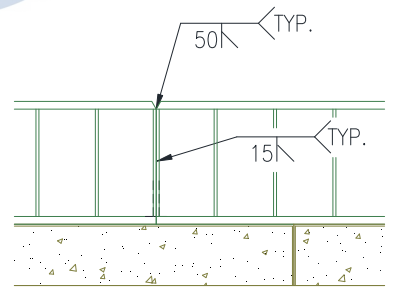


Fig. 87 Tension Check of Type B

다음은 스키드 빔과 스키드 빔 사이에 필요한 용접량과 실제 적용된 용접량을 비교하여 안전성을 판단하였다.

Table 89 Result of Skidbeam connection check

 <p>Type A of Actual Weld</p>		 <p>Type B of Actual Weld</p>	
Calculation	7mm	Calculation	31mm
Check	GOOD	Check	GOOD

(6) 콘크리트 매트 개수 결정

콘크리트의 매트의 개수는 수직하중은 자체무게로 수평하중은 마찰력으로 구속 가능하도록 하여 가정된 경계조건을 만족하도록 하여야한다. 전술한 것과 같이 SACS로 스키드 빔의 안전성 검토에 사용된 가정이므로 1.5이상의 안전율을 가지도록 콘크리트 매트의 개수를 결정하여야 한다.



5.6 직접연결공법 적용

기존 선적공법과 직접연결공법의 차이는 전절에서 설명한 것과 같이 선적공법의 개념부터 서로 다르기 때문에 적용여부의 결정을 위해 다방면으로 생각하여 판단하여야 한다. 본 논문에서 제시한 직접연결공법이 많은 장점을 가지고 있더라도 운송선의 발라스트 측면으로는 직접연결공법이 유리하지 않기 때문에 다방면으로 검토가 반드시 필요하다. 발라스트에 어려움이 따를 경우 운송선의 규모가 커지거나 선적 작업시간이 증가 될 것이며 작업시간의 증가는 집중력이 떨어지는 원인이 되므로 사고의 원인이 될 수 있다. 하지만 육상 건조될 해양 구조물의 크기가 증가와 발맞추어 운송선의 규모도 커지고 있기 때문에 본 논문에서 제시한 직접연결공법이 많이 적용될 것으로 보인다. 참고로 GK-FPS 프로젝트에서 최초 적용된 직접연결공법은 스킵드 슈의 배치의 어려움과 안벽의 안전성 문제 등 기존공법 적용의 어려움 때문이었다.

직접적으로 기존 선적공법과 직접연결공법을 위한 구조물들의 무게를 정량적으로 비교하는 것은 어려움이 따르지만 Table 90은 계산 가능한 무게만을 가지고 두 가지 공법을 비교하여 보았다.

Table 90 Comparison of Loadout Structure Weight between Original and Direct Connection Method

Item	Original Method	Direct Connection Method
Link Beam	O	X
Outrigger	X	O
Fender	O	X
Quay / Vessel	Reinforcement to be required	Reinforcement not to be required
Total Expected Weight	232.9 mt	180.3 mt

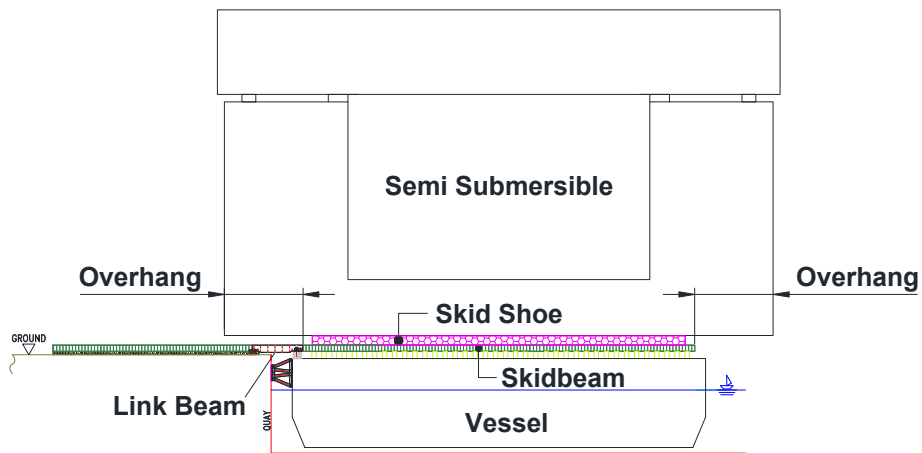


Fig. 88 Original Method for Overhang Connection

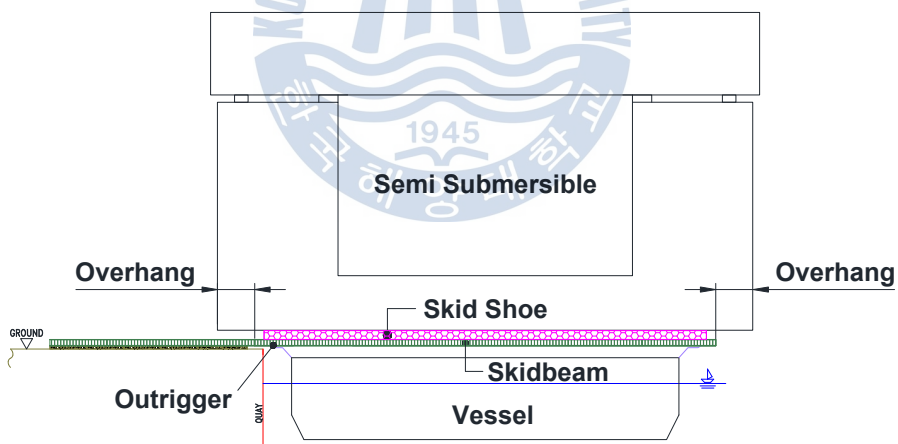


Fig. 89 Direct Connection Method for Overhang Connection

제 6 장 결론

- ◆ 본 논문을 통해 체계화 되어있지 않는 해양구조물의 육상건조를 위한 해석 기법을 확립하고자 되도록 많은 부분을 다루고자 하였다. 특히 설계사와 감리사 사이에서 논쟁이 될 수 있는 힌지 설계기법에 대하여 중점적으로 다루었으며 해양구조물의 대형화에 따른 문제점을 해결하기 위하여 선적작업에 적용될 직접연결방법을 개발하였다.
- ◆ 인장을 받는 힌지 (인장판) : 해석기법을 개발하기 위해 선형/비선형 해석 및 탄성/소성 영역해석 등을 수행하여 본 논문에서 비교하였으며 그 결과와 2012년 4월에 수행된 GK-FPS 프로젝트의 결과를 비교하였다. 여기서 얻을 수 있는 첫 번째 결론은 탄성영역에서 해석을 수행하는 경우 우리가 원하는 힌지를 설계할 수 없다는 것이다. 따라서 인장을 받는 힌지의 초기설계는 약축에 발생하는 모멘트에 대한 일부소성을 허용하여 해석에는 고려하지 않고 인장력, 전단력과 강축에 대한 모멘트만을 고려하여 설계를 수행하여 인장을 받는 힌지의 크기를 결정하여도 문제없다는 것이다. 여기서 인장을 받는 힌지는 가급적이면 길게 설계하는 것이 구조적으로 안전하고 힌지와 연결되는 구조는 직접적으로 횡하중을 받는 것을 피하도록 설계하여야 하여야만 한다. 기본설계에서 간단하게 보수적으로 설계되었다면 상세설계에서는 판 모델을 이용하여 재료 및 기하학 비선형 FE 해석을 수행하여야 한다. 재료비선형 해석에서 얻어진 본 미세스의 값으로는 힌지부의 완전 소성여부만을 평가하고 소성 변형률을 허용 소성 변형률과 비교하여 찢어짐의 발생 여부를 판단하여 최종 인장을 받는 힌지를 설계하여야 한다. 본 논문에서 적용한 허용 소성 변형률은 SHELL사의 기술고문이 추천한 값을 이용하였으며 여러 논문을 확인한 결과 구체적으로 허용 소성 변형률을 제시하고 있는 자료는 없으므로 해당 프로젝트에 알맞게 모형실험을 통해 값을 결정하거나

본 논문에서 제시하는 값을 보수적으로 적용하여도 문제없을 것으로 보인다. 하지만 허용 소성 변형률은 온도 등 여러 환경조건에 민감하므로 재료에 대한 모형실험을 추천한다.

- ◆ 압축을 받는 힌지 (KEB) : 압축을 받는 힌지의 경우 현재까지 많이 사용하고 있는 힌지의 종류이다. 하지만 막상 설계를 착수하려하면 연결되는 부재와 압축을 받는 힌지에는 용접이 되지 않아 해석에 어려움이 따르며 좌굴에 대한 안정성 확보를 위해 그 크기를 증가시키는 경우 힌지 기능을 수행하지 못하는 연결부가 설계될 가능성이 높다. 이러한 문제점들을 해결하기 위하여 해석방법을 다음과 같이 제안한다.

- 1) Step 1 : 압축을 받는 힌지에 모멘트를 풀어주어 끝단이 마모 되었을 경우의 압축을 받는 힌지의 최대 회전각을 예측한다.
- 2) Step 2 : 압축을 받는 힌지에 모멘트를 잡아주어 발생될 최대 모멘트와 하중을 예상하여 압축을 받는 힌지의 기능이 가능하도록 끝단이 소성이 되도록 그 크기를 결정한다.
- 3) Step 3 : Step 1에서 산정된 축력으로부터 베어링에 대한 UC 값이 0.9와 유사하게 최종 압축을 받는 힌지의 크기를 결정한다. 여기서 0.9보다 큰 UC로 설계가 될 경우 구조적 안전성이 문제 될 수 있으며 0.9보다 작게 되면 하중흐름의 중심이 이동하여 추가적인 회전이 발생 할 수 있으므로 0.9와 유사하게 맞추어 설계하여야 한다.

- ◆ 선적을 위한 직접연결공법 : 육상에서 건조되는 해양구조물의 규모가 커짐에 따라 운송선의 폭보다 더 큰 구조물을 선적하는 경우가 빈번하게 발생하게 된다. 때로는 해양구조물을 지지하는 스킵 슈의 길이가 짧아 해양구조물 자체적인 구조적 안전성 확보에 어려움이 따르는 경우가 있다. 해양구조물의 보강을 감소시키기 위해 스킵 슈의 길이를 운송선의 폭보다 증가시키는 경우 기존 선적공법은 사용할 수가 없다. 만약 해양구조물을 자체를 보강하여 짧은 스킵 슈의 길이에 대하여 문제가 없도록 설계하더라도 선적을 위한 당기는 힘이 크기 때문에 방충재로 인해 국부적으로 선박과 안벽에

문제가 발생할 가능성이 높아 이차적으로 추가 보강이 필요할 수 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 Outrigger를 도입하여 해양구조물의 선적을 위해 발생된 당기는 힘을 스킨드 빔 내부에서 상쇄하도록 하는 직접연결공법을 개발하였으며 2014년 4월 GK-FPS 프로젝트에서 직접 수행하여 개발된 공법에 대하여 작업 가능성을 증명하였다. 이 외에도 링크빔과 임시 방충재의 사용이 불필요하고 선박과 안벽의 국부적 구조안전성 검토가 필요하지 않아 여러 장점을 가지고 있다. 이러한 장점에도 불구하고 육상에 있는 스킨드 빔의 안전성을 검토하지 않는 경우 육상에 있는 스킨드 빔이 좌굴에 의해 문제가 발생 할 수 있으므로 본 논문에서 제시한 방법으로 추가 검토가 반드시 수행되어야 한다.

- ◆ 따라서 본 논문에서 다루어진 주요 연구 내용은 1) 인장력을 받는 힌지 해석기법개발, 2) 압축력을 받는 힌지 해석기법개발, 3) 대형해양구조물 선적을 위한 직접연결공법 기술개발로 대별 할 수 있다.
- ◆ 추가적으로 기존 국내외에 시방서나 설계서에서도 확립되어있지 않는 육상 총조립방법의 설계에 도움을 주기 위해 구체적인 설계기법을 아래와 같이 본 논문의 부록에 추가하였다.
 - 1) Wind Spectral Analysis - 부록 A와 B
 - 2) Collapse Analysis for Jacking Leg - 부록 C
 - 3) Overhang Length 검토 - 부록 D
 - 4) Mooring Arrangement for GK-FPS - 부록 E
 - 5) Preload Test Analysis - 부록 F
 - 6) Twist Analysis - 부록 G
- ◆ 본 논문의 근거자료를 위하여 2012년 수퍼리프팅과 2013년 선적을 수행한 GK-FPS 프로젝트의 공정별 사진을 부록 H에 수록하였으며 향후 대형 해양구조물의 육상건조를 위하여 본 논문이 설계 지침이 되어 설계자에게 큰 도움이 될 수 있을 것으로 보인다.

감사의 글

여러분들의 도움으로 박사학위 논문을 완성하게 되었습니다. 우선 본 논문이 완성되기까지 이끌어 주시고 도와주신 모든 분들에게 감사를 드립니다.

석사과정에서부터 박사학위 논문이 완성이 되기까지 열과 성의를 다해 세심한 지도를 주시고 오늘 이 자리에 있도록 이끌어주신 조 효제 지도교수님께 머리 숙여 감사드리며 다망하신 중에도 저의 논문 심사를 맡아 따뜻한 충고를 아끼지 않으신 박 주용 교수님, 박 명규 교수님, 부경대학교 구 자삼 교수님, 인제대학교 윤 종성 교수님께 우선 감사드립니다.

또한 대학원 생활 동안 수업을 맡아 주신 한국해양대학교 조선해양 시스템 공학과 박 명규 교수님, 박 주용 교수님, 이 상갑 교수님, 토목환경공학과 김도삼 교수님께도 감사드립니다.

아울러 본 논문의 기반인 GK-FPS 프로젝트를 말레이시아에서 오랜 시간동안 열심히 묵묵하게 도와준 황 창민 차장, 최 성우 차장, 이 부용 대리에게도 고마움을 전하며 모든 지원을 아끼지 않으셨던 최 병렬 사장님과 (주)젠텍엔지니어링의 임직원 일동에게도 감사를 표하는 바입니다.

대학원 생활동안 학교에서 열의와 성의로 자기 일처럼 도와주신 형 같은 후배 황 재혁 님과 후배들 감사합니다.

마지막으로 따뜻한 마음으로 돌봐 주신 장인 장모님에게 감사드리며, 어려운 여건에서도 저를 헌신적으로 돌보아주신 부모님께 글로 다 표현을 할 수 없을 정도로 감사드리며 어려움을 같이하고 모든 뒷바라지를 해준 아내 박 현아와 씩씩하게 잘 커주고 있는 아들 이 주형에게 이 논문을 바칩니다.

참고문헌

- 양종서, 홍성우, 2009. *해양플랜트산업 전망*. 한국수출입은행
- 류진학, 연정훈, *패러다임 전환을 통해 기술혁신을 주도하는 국내 조선업계 동향*, 산업은행 산은기술평가원
- 이상길, 최병렬, 이부용, 2012. *대형 해양구조물의 육상건조를 위해 적용된 Cathead의 인장판 설계방법에 대한 연구*,
- 이상길, 최병렬, 천정운, 2012. *인양시스템을 이용한 대형해양구조물의 안전한 인양을 위한 설계방법 연구*,
- (주)젠텍엔지니어링, 2012. *Integrity and Twist Check for Process Module & West Module during Preload Test*
- (주)젠텍엔지니어링, 2012. *Allowable Twist Check for Process Module & West Module during Superlifting and Mating*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Superlift Design Premise*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Superlifting Detail Design & Calculation1*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Superlifting Detail Design & Calculation2*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Loadout Design Premise*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Loadout Structure Analysis 1*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Loadout Structure Analysis 2*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Bulkhead Design Verification Report 2*
- (주)젠텍엔지니어링, 2013. *Hull Structural Analysis for Loadout 2*
- Young-Shik Chung, Kab-Rae Cho, *Development of Barge Mating and Jack-up*

Systems for Erection of Large-scale Steel Bridges.

Y.T. Yang, B.N. Park, S.S Ha, 2005. *Development of load-out design methodology and numerical strength evaluation for on-ground-build floating storage and offloading system*, Ocean Engineering

DNV(2007) *Part 8 Chapter 1 Common Structure Rules for Double Hull Oil Tanks with Length 150meter and above*

DNV Class Note 30.1, July 1995. *Bulking Strength*

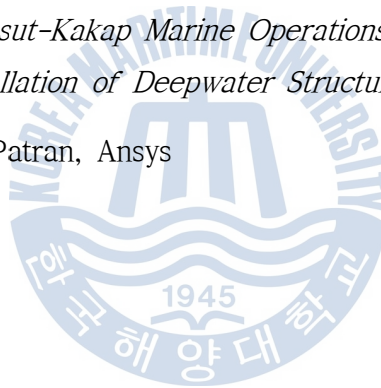
DNV-RP-C201, 2002. *Bulking Strength of Plated Structures*

AISC 9th Edition, *Steel Construction Manual Allowable Stress Design*

API-RP-2A-WSD 20th Edition, *Structural Tubular*

SHELL, DEP(2006). *Gumusut-Kakap Marine Operations for Loadout, Transportation and Installation of Deepwater Structure*

Software Manual, SACS, Patran, Ansys



부록 A Dynamic Characteristics of Superlifting Structure

A.1 Natural Period

Table A1은 수퍼리프팅 구조물의 고유 값을 나타내고 있으며 1차~7차 모드 (Mode)의 고유주기가 6.5초 이상이므로 바람과 공진할 가능성이 적다.

Table A1 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 1~27)

Mode	Frequency (CPS)	Generated Mass	Eigenvalue	Period(SEC)
1	0.078401	2.976749E+03	4.120933E+00	12.754917
2	0.086991	4.033334E+03	3.347276E+00	11.495441
3	0.095007	2.782354E+03	2.806296E+00	10.525594
4	0.098661	2.511454E+03	2.602271E+00	10.135755
5	0.106004	2.174776E+03	2.254235E+00	9.433644
6	0.115533	1.570142E+03	1.897706E+00	8.655544
7	0.152512	1.554715E+03	1.089015E+00	6.556874
8	0.159436	9.514873E+02	9.964719E-01	6.272092
9	0.189859	3.573634E+03	7.027115E-01	5.267062
10	0.206517	1.164052E+03	5.939221E-01	4.842221
11	0.221382	2.331204E+03	5.168416E-01	4.517089
12	0.289507	4.584034E+03	3.022184E-01	3.454143
13	0.375073	9.134417E+03	1.800562E-01	2.666146
14	0.431552	7.650029E+03	1.360107E-01	2.317216
15	0.836731	5.142900E+03	3.618002E-02	1.195128
16	1.156644	2.480230E+03	1.893394E-02	0.864570
17	1.532050	1.144090E+02	1.079181E-02	0.652720
18	1.564967	1.077105E+02	1.034260E-02	0.638991
19	1.573063	1.139164E+02	1.023642E-02	0.635703
20	1.575843	1.133981E+02	1.020034E-02	0.634581
21	1.717592	7.648825E+02	8.586183E-03	0.582210
22	1.769805	1.143194E+03	8.087033E-03	0.565034
23	1.857706	7.853171E+01	7.339834E-03	0.538298
24	1.863672	9.197051E+01	7.292920E-03	0.536575
25	1.869019	9.736376E+01	7.251252E-03	0.535040

Table A2 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 28~70)

Mode	Frequency (CPS)	Generated Mass	Eigenvalue	Period(SEC)
26	1.869093	1.648525E+02	7.250672E-03	0.535019
27	1.899004	7.732276E+02	7.024065E-03	0.526592
28	1.905859	9.269172E+02	6.973625E-03	0.524698
29	1.975130	6.708042E+02	6.493053E-03	0.506296
30	2.029608	9.481240E+03	6.149159E-03	0.492706
31	2.101741	5.303873E+02	5.734318E-03	0.475796
32	2.178996	3.478160E+02	5.334915E-03	0.458927
33	2.291730	4.413027E+02	4.822956E-03	0.436352
34	2.394273	1.723147E+02	4.418683E-03	0.417663
35	2.507468	1.783091E+02	4.028743E-03	0.398809
36	2.531499	4.360068E+02	3.952616E-03	0.395023
37	2.534517	1.735058E+02	3.943208E-03	0.394552
38	2.619733	1.903484E+02	3.690848E-03	0.381718
39	2.638791	2.628511E+02	3.637729E-03	0.378962
40	2.667330	2.454104E+02	3.560302E-03	0.374907
41	2.689910	2.277289E+02	3.500781E-03	0.371760
42	2.706510	6.099425E+02	3.457968E-03	0.369480
43	2.762986	3.489191E+02	3.318050E-03	0.361927
44	2.901546	5.410916E+03	3.008716E-03	0.344644
45	2.953519	3.207698E+02	2.903760E-03	0.338579
46	3.213057	7.252231E+02	2.453598E-03	0.311230
47	3.403430	7.573292E+02	2.186787E-03	0.293821
48	3.959096	5.816618E+02	1.616026E-03	0.252583
49	4.053440	1.769156E+02	1.541675E-03	0.246704
50	4.138667	3.860135E+01	1.478834E-03	0.241624
51	4.168864	2.004903E+01	1.457488E-03	0.239874
52	4.178240	2.359356E+01	1.450953E-03	0.239335
53	4.194485	1.754772E+01	1.439736E-03	0.238408
54	4.252330	1.198613E+02	1.400833E-03	0.235165
55	4.255488	9.254473E+01	1.398755E-03	0.234991
56	4.290600	1.381003E+02	1.375955E-03	0.233068
57	4.324573	6.304127E+01	1.354421E-03	0.231237
58	4.527085	5.619433E+01	1.235956E-03	0.220893
59	4.589028	7.544744E+01	1.202815E-03	0.217911
60	4.731589	1.108038E+02	1.131426E-03	0.211346
61	4.864747	1.281038E+02	1.070335E-03	0.205561
62	4.905337	3.322408E+02	1.052695E-03	0.203860
63	5.085389	4.965637E+02	9.794715E-04	0.196642
64	5.110526	4.197133E+01	9.698600E-04	0.195675
65	5.115467	4.232560E+01	9.679875E-04	0.195486
66	5.115739	4.754837E+01	9.678846E-04	0.195475
67	5.278110	4.722746E+02	9.092500E-04	0.189462
68	5.341658	4.528900E+01	8.877447E-04	0.187208
69	5.402216	6.308058E+02	8.679534E-04	0.185109
70	5.436709	5.750974E+02	8.569747E-04	0.183935

Table A3 Natural Frequency and Eigenvalue (Mode 71~100)

Mode	Frequency (CPS)	Generated Mass	Eigenvalue	Period(SEC)
71	5.809177	3.756814E+02	7.506044E-04	0.172141
72	6.097833	2.121620E+01	6.812228E-04	0.163993
73	6.136428	2.479031E+01	6.726806E-04	0.162961
74	6.245444	1.101985E+01	6.494019E-04	0.160117
75	6.288973	9.508215E+00	6.404433E-04	0.159009
76	6.292957	1.263740E+01	6.396329E-04	0.158908
77	6.337122	1.856924E+01	6.307483E-04	0.157800
78	6.587618	1.132529E+02	5.836916E-04	0.151800
79	6.639768	1.239253E+02	5.745588E-04	0.150608
80	6.654387	2.853610E+02	5.720370E-04	0.150277
81	6.658012	2.595588E+02	5.714143E-04	0.150195
82	6.675074	3.623129E+02	5.684969E-04	0.149811
83	6.714154	1.326791E+02	5.618982E-04	0.148939
84	6.752355	7.123198E+01	5.555584E-04	0.148097
85	6.924181	2.303703E+02	5.283278E-04	0.144421
86	7.115668	1.257549E+01	5.002751E-04	0.140535
87	7.124072	1.557450E+01	4.990955E-04	0.140369
88	7.138998	1.183051E+01	4.970106E-04	0.140076
89	7.152956	1.105535E+01	4.950728E-04	0.139802
90	7.539741	3.307262E+02	4.455817E-04	0.132631
91	7.786633	2.112457E+02	4.177734E-04	0.128425
92	7.816099	2.216336E+02	4.146295E-04	0.127941
93	7.910818	3.730949E+02	4.047599E-04	0.126409
94	7.921667	2.725261E+02	4.036520E-04	0.126236
95	8.074189	3.174498E+02	3.885459E-04	0.123851
96	8.194554	3.704973E+02	3.772155E-04	0.122032
97	8.473570	5.095803E+02	3.527828E-04	0.118014
98	8.611604	1.704092E+02	3.415641E-04	0.116122
99	8.782630	1.595279E+02	3.283909E-04	0.113861
100	8.805434	1.440605E+02	3.266921E-04	0.113566

A.2 Mode Shape

Table A4 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 1~10)

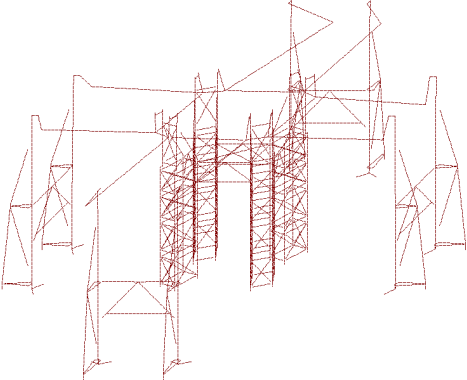
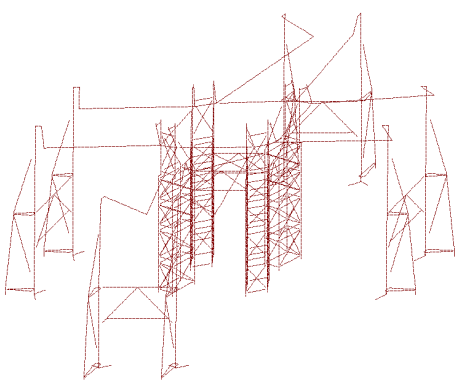
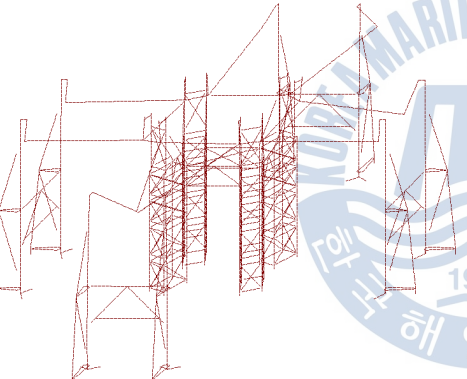
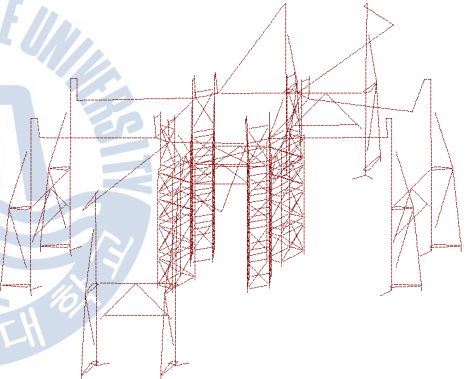
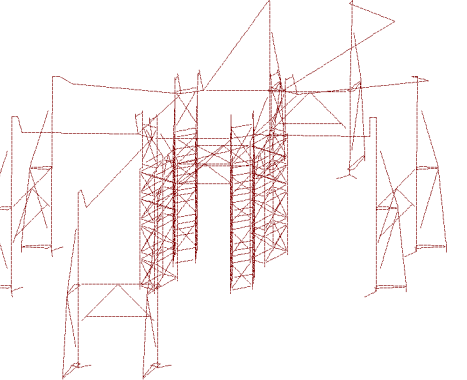
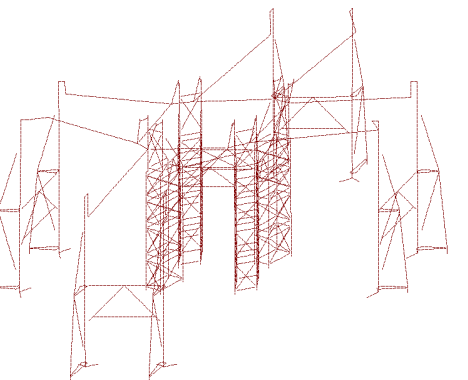
1 Mode	2 Mode
	
3 Mode	4 Mode
	
5 Mode	10 Mode
	

Table A5 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 15~40)

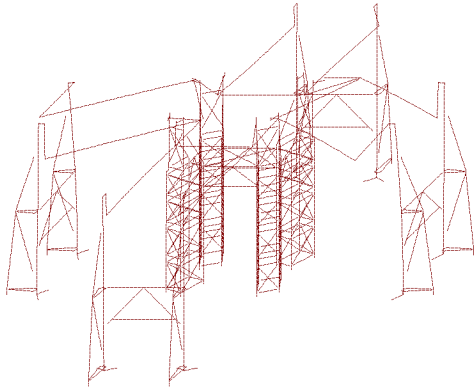
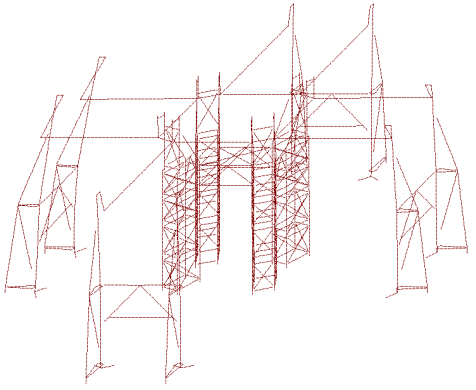
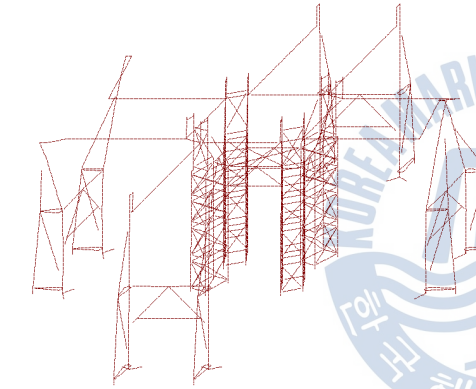
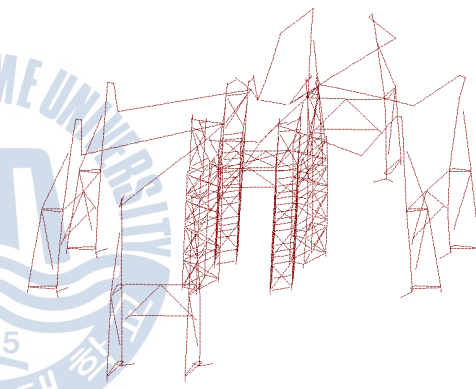
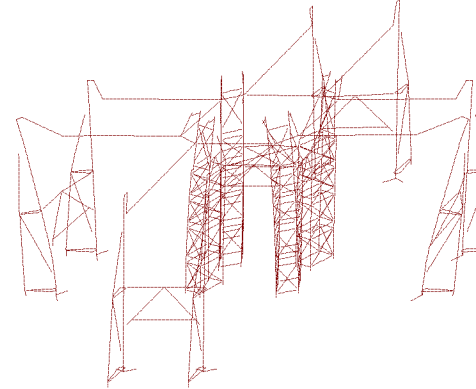
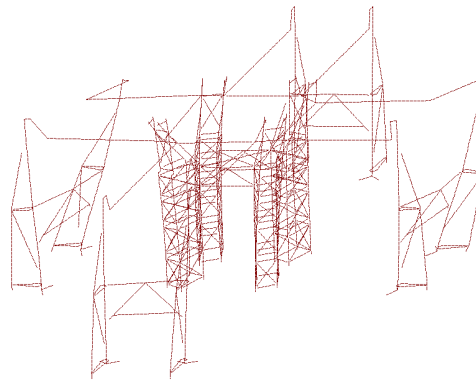
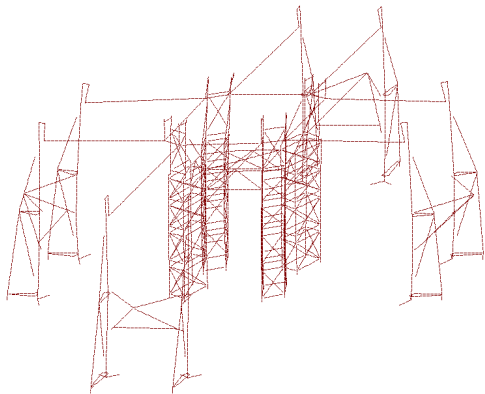
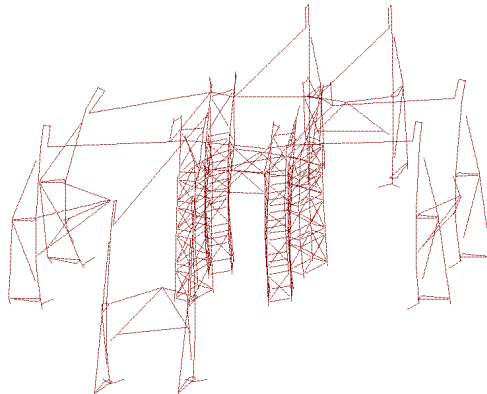
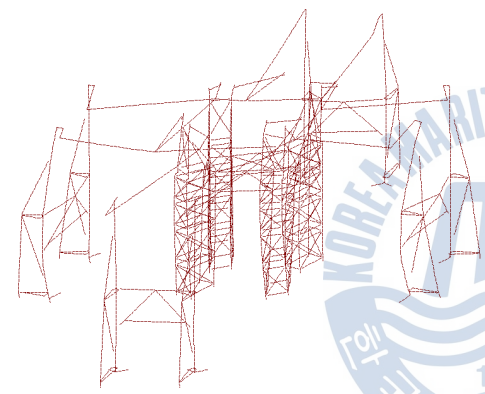
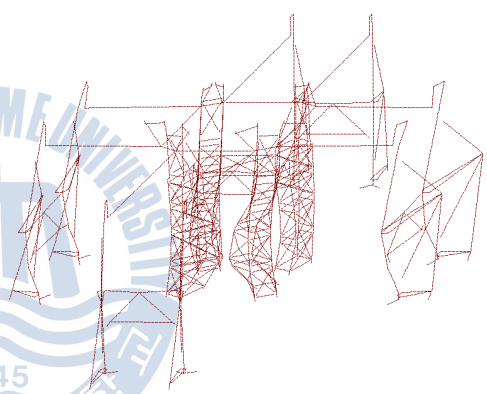
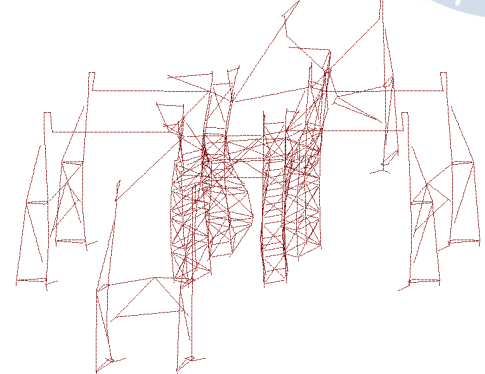
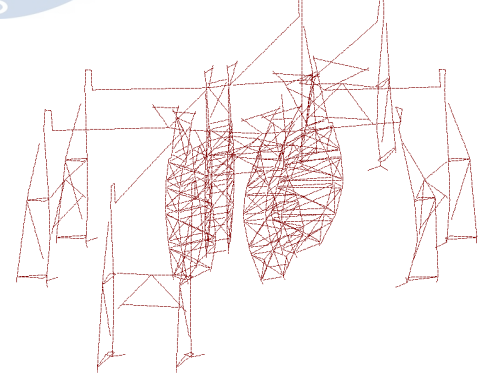
15 Mode	20 Mode
	
25 Mode	30 Mode
	
35 Mode	40 Mode
	

Table A6 Mode Shape of Superlifting Structure (Mode 50~100)

50 Mode	60 Mode
	
70 Mode	80 Mode
	
90 Mode	100 Mode
	

A.3 Mass Characteristics

Table A7 Mass Participation Factor (Mode 1~42)

Mode	Mass Participation Factor			Cumulative Factors		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	0.094850	0.001282	0.000000	0.094850	0.001282	0.000000
2	0.455280	0.007112	0.000000	0.550129	0.008394	0.000000
3	0.025957	0.094364	0.000000	0.576087	0.102758	0.000000
4	0.089972	0.071471	0.000000	0.666058	0.174228	0.000000
5	0.042397	0.237431	0.000000	0.708455	0.411660	0.000000
6	0.003374	0.097873	0.000000	0.711830	0.509532	0.000000
7	0.000000	0.233860	0.000000	0.711830	0.743392	0.000000
8	0.000009	0.000736	0.000000	0.711839	0.744128	0.000000
9	0.073408	0.001151	0.000000	0.785246	0.745279	0.000000
10	0.020016	0.100919	0.000000	0.805263	0.846198	0.000001
11	0.038556	0.033232	0.000000	0.843819	0.879430	0.000001
12	0.036253	0.000060	0.000000	0.880072	0.879490	0.000001
13	0.000016	0.000122	0.000008	0.880088	0.879611	0.000008
14	0.000062	0.000091	0.000002	0.880150	0.879703	0.000010
15	0.000002	0.000015	0.000006	0.880152	0.879717	0.000016
16	0.000001	0.000000	0.000000	0.880153	0.879717	0.000016
17	0.010047	0.000003	0.000767	0.890199	0.879721	0.000783
18	0.008680	0.000007	0.000002	0.898879	0.879728	0.000785
19	0.000044	0.010979	0.001937	0.898923	0.890707	0.002722
20	0.000086	0.003498	0.000081	0.899008	0.894204	0.002803
21	0.027075	0.000013	0.023214	0.926084	0.894217	0.026017
22	0.001281	0.000742	0.063819	0.927364	0.894959	0.089836
23	0.000017	0.000018	0.000023	0.927381	0.894977	0.089859
24	0.000000	0.000001	0.000085	0.927381	0.894977	0.089944
25	0.000045	0.000000	0.000512	0.927426	0.894978	0.090455
26	0.000004	0.000001	0.000512	0.927429	0.894979	0.090967
27	0.000362	0.000577	0.139120	0.927791	0.895555	0.230088
28	0.000137	0.001591	0.000324	0.927928	0.897146	0.230411
29	0.004300	0.000011	0.348033	0.932228	0.897157	0.578444
30	0.000147	0.000005	0.005624	0.932375	0.897162	0.584068
31	0.000098	0.000385	0.060375	0.932473	0.897547	0.644443
32	0.005356	0.000092	0.040751	0.937829	0.897639	0.685194
33	0.000739	0.003066	0.009874	0.938568	0.900705	0.695068
34	0.000340	0.014051	0.001367	0.938908	0.914757	0.696435
35	0.000071	0.001839	0.027171	0.938978	0.916596	0.723606
36	0.001220	0.024486	0.002124	0.940198	0.941082	0.725730
37	0.009684	0.002510	0.000634	0.949882	0.943591	0.726364
38	0.000031	0.000006	0.006571	0.949912	0.943597	0.732935
39	0.000180	0.001096	0.000051	0.950092	0.944693	0.732986
40	0.002242	0.000414	0.005119	0.952334	0.945107	0.738105
41	0.000196	0.000232	0.006543	0.952529	0.945339	0.744648
42	0.000180	0.000420	0.078313	0.952709	0.945758	0.822960

Table A8 Mass Participation Factor (Mode 43~87)

Mode	Mass Participation Factor			Cumulative Factors		
	X	Y	Z	X	Y	Z
43	0.000027	0.000396	0.011477	0.952737	0.946154	0.834438
44	0.000000	0.000005	0.000214	0.952737	0.946159	0.834652
45	0.000000	0.001101	0.001027	0.952737	0.947260	0.835679
46	0.000206	0.000006	0.000043	0.952943	0.947266	0.835722
47	0.000000	0.000973	0.039925	0.952943	0.948239	0.875647
48	0.000002	0.000014	0.000005	0.952944	0.948253	0.875652
49	0.000584	0.000231	0.000382	0.953528	0.948483	0.876034
50	0.000007	0.000628	0.004748	0.953536	0.949111	0.880782
51	0.000429	0.000296	0.000025	0.953965	0.949407	0.880807
52	0.001215	0.000481	0.000266	0.955179	0.949888	0.881073
53	0.000098	0.001507	0.000000	0.955277	0.951394	0.881073
54	0.000157	0.007057	0.000656	0.955434	0.958451	0.881729
55	0.001913	0.000667	0.000168	0.957348	0.959118	0.881897
56	0.000597	0.000032	0.000006	0.957945	0.959150	0.881903
57	0.007600	0.000019	0.000013	0.965545	0.959169	0.881916
58	0.000337	0.000143	0.000076	0.965882	0.959311	0.881992
59	0.000001	0.002549	0.000002	0.965882	0.961860	0.881994
60	0.002580	0.000233	0.000013	0.968463	0.962093	0.882007
61	0.000358	0.001641	0.000255	0.968821	0.963734	0.882262
62	0.000066	0.004996	0.000035	0.968887	0.968730	0.882297
63	0.000025	0.000288	0.000205	0.968912	0.969019	0.882502
64	0.000000	0.000004	0.000003	0.968912	0.969022	0.882505
65	0.000000	0.000014	0.000000	0.968912	0.969036	0.882505
66	0.000000	0.000002	0.000001	0.968912	0.969038	0.882506
67	0.000162	0.000122	0.000315	0.969074	0.969160	0.882822
68	0.000065	0.000008	0.000001	0.969139	0.969168	0.882822
69	0.002462	0.000043	0.000011	0.971601	0.969211	0.882833
70	0.000174	0.000004	0.000001	0.971775	0.969214	0.882833
71	0.000462	0.000001	0.000001	0.972237	0.969215	0.882834
72	0.000002	0.000005	0.000016	0.972239	0.969220	0.882850
73	0.000002	0.000005	0.000129	0.972241	0.969224	0.882979
74	0.000017	0.000001	0.000002	0.972257	0.969225	0.882981
75	0.000006	0.000000	0.000000	0.972263	0.969226	0.882982
76	0.000000	0.000003	0.000053	0.972263	0.969229	0.883034
77	0.000001	0.000002	0.000119	0.972264	0.969230	0.883154
78	-0.0000001	0.000010	0.000004	0.972264	0.969240	0.883158
79	0.000020	0.000012	0.000020	0.972284	0.969252	0.883178
80	0.000016	0.003291	0.000002	0.972301	0.972543	0.883180
81	0.000765	0.000007	0.000000	0.973065	0.972550	0.883180
82	0.001561	0.000028	0.000001	0.974626	0.972577	0.883181
83	0.000086	0.000099	0.000029	0.974711	0.972676	0.883210
84	0.000999	0.000002	0.000002	0.975710	0.972678	0.883211
85	0.000691	0.000000	0.000000	0.976402	0.972678	0.883211
86	0.000073	0.000000	0.000003	0.976475	0.972678	0.883214
87	0.000000	0.000000	0.000001	0.976475	0.972678	0.883215

Table A9 Mass Participation Factor (Mode 88~100)

Mode	Mass Participation Factor			Cumulative Factors		
	X	Y	Z	X	Y	Z
88	0.000004	0.000000	0.000102	0.976479	0.972678	0.883317
89	0.000001	0.000000	0.000007	0.976480	0.972678	0.883323
90	0.000004	0.000274	0.004970	0.976485	0.972952	0.888293
91	0.000006	0.000000	0.000003	0.976491	0.972952	0.888296
92	0.000462	0.000031	0.002076	0.976952	0.972983	0.890372
93	0.000017	0.000288	0.009944	0.976969	0.973271	0.900316
94	0.000009	0.000348	0.000023	0.976978	0.973619	0.900339
95	0.000548	0.000035	0.003597	0.977526	0.973653	0.903936
96	0.000024	0.000649	0.000026	0.977550	0.974302	0.903961
97	0.000000	0.000134	0.004760	0.977551	0.974436	0.908721
98	0.000834	0.000001	0.000070	0.978384	0.974437	0.908792
99	0.000008	0.000001	0.000868	0.978393	0.974438	0.909659
100	0.000235	0.000000	0.000157	0.978627	0.974438	0.909816

Table A10 Cumulative Weight to 100 mode from 1 mode

Direction	Weight
X	308,995.193 kN
Y	308,995.193 kN
Z	308,995.193 kN

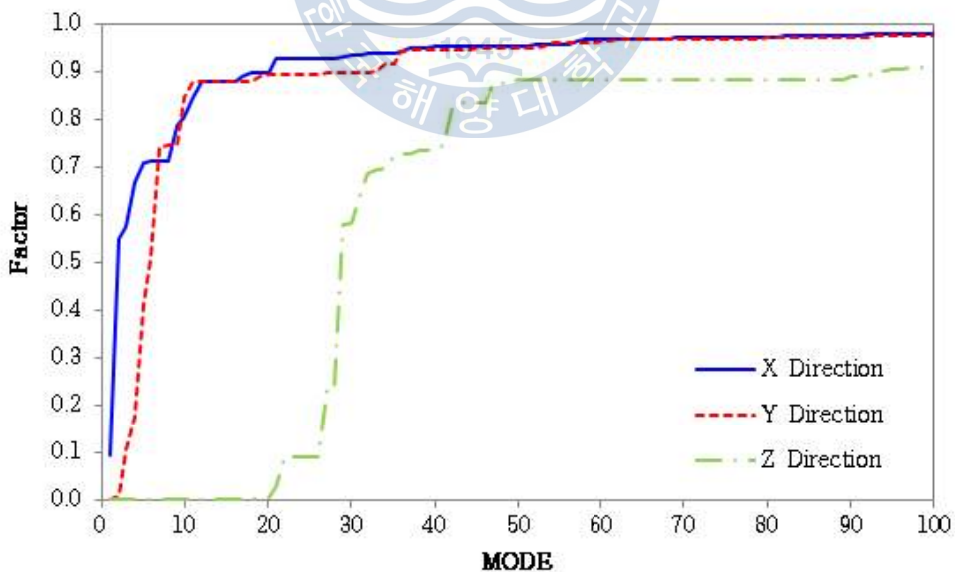
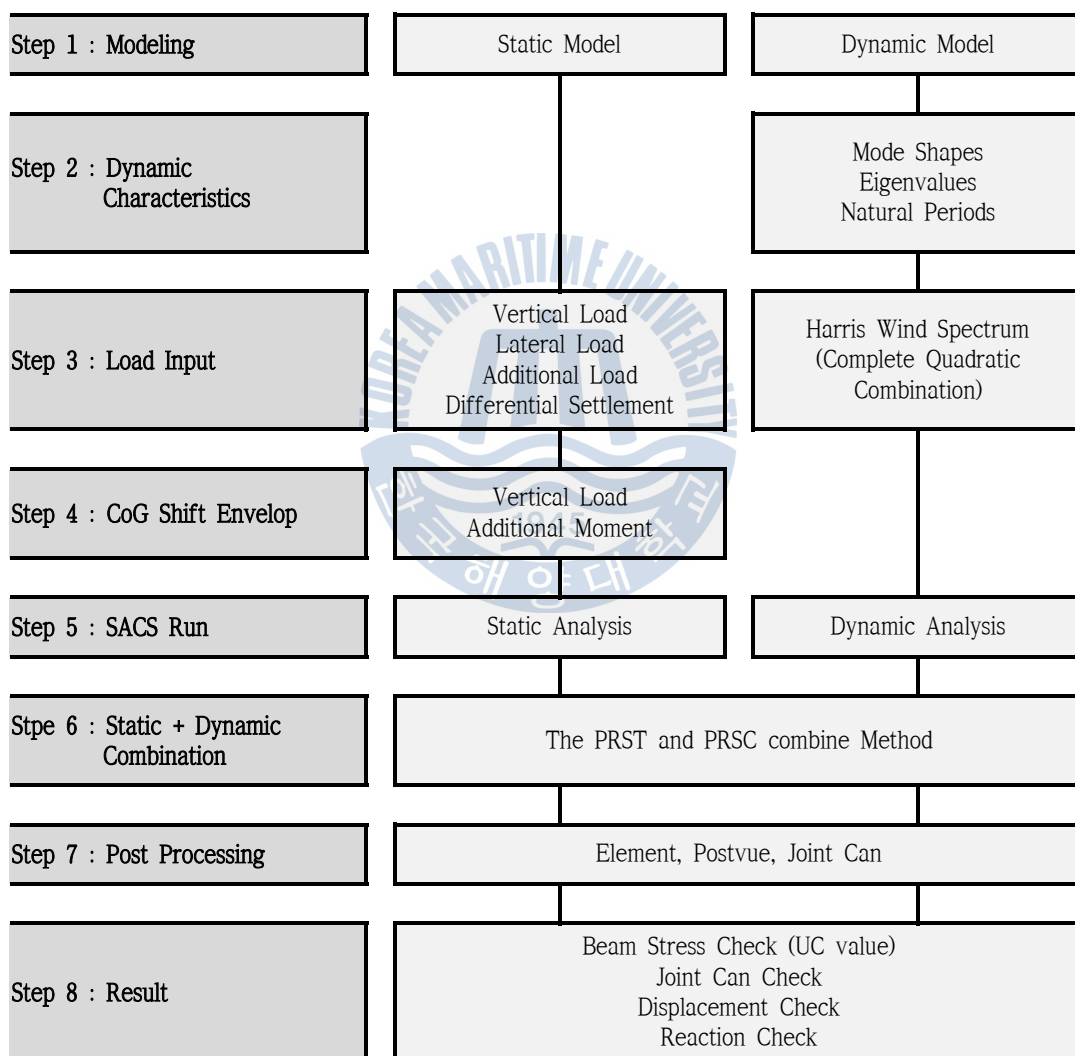


Fig. A1 Mass Participation Factor

부록 B Flow Chart for Wind Spectral Analysis

Table B1 Flow Chart for Wind Spectral Analysis



부록 C Collapse Analysis for Jacking Leg

C.1 해석목적

강관으로 이루어진 잭킹레그는 수직하중을 지지하는 주 기둥과 수평하중을 지지하는 사선 버팀대로 이루어져 있으며 사선 버팀대는 주 기둥에 비하여 크기가 작으므로 수직하중에 대한 주 기둥의 좌굴길이를 판단하기가 쉽지 않다. 따라서 기하학비선형을 고려하여 잭킹레그의 수직하중에 저항력을 계산하고 좌굴에 대한 유효길이를 추정하였다.

C.2 적용하중

붕괴해석을 위하여 전체해석에서 적용되는 모든 수평하중을 기본적으로 고려하고 잭킹레그의 취약부와 저항능력을 판단하기 위하여 인양을 위한 수직하중을 잭킹레그가 붕괴될 때 까지 증가시켜야 한다.

C.3 해석방법

GK-FPS의 상부구조물은 총 4개의 모듈로 구성되어 있으며 그 무게가 다양하기 때문에 잭킹레그에 가장 큰 힘이 작용하는 경우를 대표적으로 붕괴해석을 수행하였다. Fig. C1은 잭킹레그의 이름과 단면형상을 나타내고 있다.

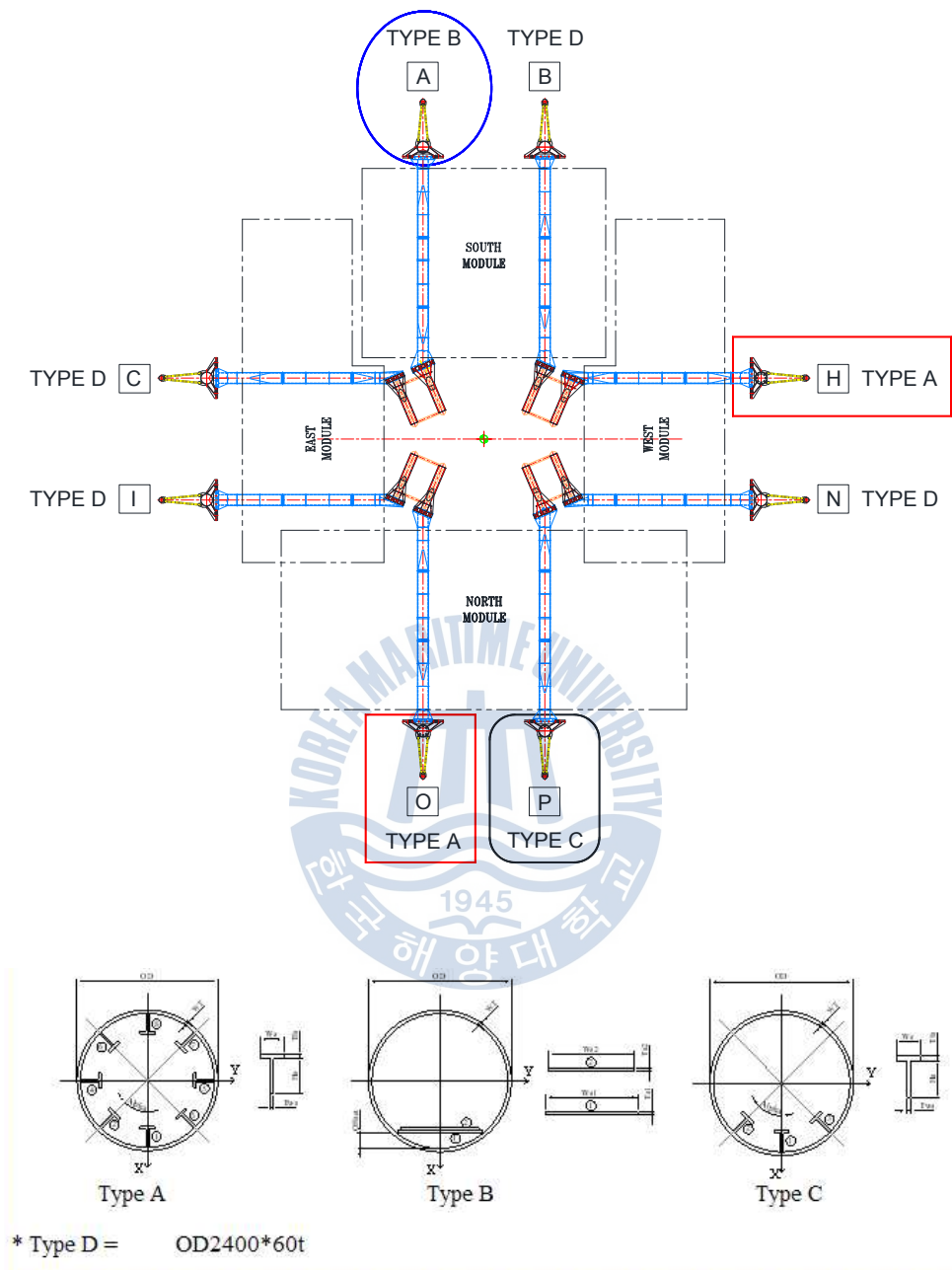


Fig. C1 ID and Section Type of Jacking Leg

C.3.1 해석대상 결정

가장 취약한 잭킹레그 결정하기 위하여 Table C1과 같이 적용하중을 정리하여 잭킹레그를 붕괴해석 대상으로 결정하였다.

Table C1 Applied Force and Type of Jacking Leg

Location	Sling Load (kN)	Additional Moment (kN-m)	5% Lateral Load (kN)	Type of Jacking Leg	Application
A	24,584.8	737.5	1,229.2	Type B	
B	15,896.3	476.9	794.8	Type D	
C	15,030.9	450.9	751.5	Type D	
H	20,042.4	601.3	1,002.1	Type A	
I	5,412.8	162.4	270.6	Type D	
N	6,874.8	206.2	343.7	Type D	
O	20,243.0	607.3	1,012.2	Type A	●
P	25,541.0	766.2	1,277.0	Type C	

C.3.2 붕괴해석방법

붕괴해석은 기하학적 비선형방법으로 진행하기 위하여 아래와 같이 46가지 하중단계로 진행하였으며 잭킹레그의 붕괴를 수직하중에 대하여 알아보기 위하여 인장력에 해당하는 스트랜드 하중은 예상되는 하중 보다 4배 이상 증가까지 하중적용 단계를 결정하였다.

Table C2 Loading Step for Collapse Analysis

Loading Step	Load Case	Staring Load Factor	Ending Load Factor	Number of Increments
Step 1~2	Dead Weight	1.0	1.1	2
Step 3~4	Additional Moment	0.5	1.0	2
Step 5~6	5% Lateral Load	0.5	1.0	2
Step 7~46	Strand Force	0.0	4.0	40

C.3 해석결과

Table C3 Plot of Plasticity for Type A

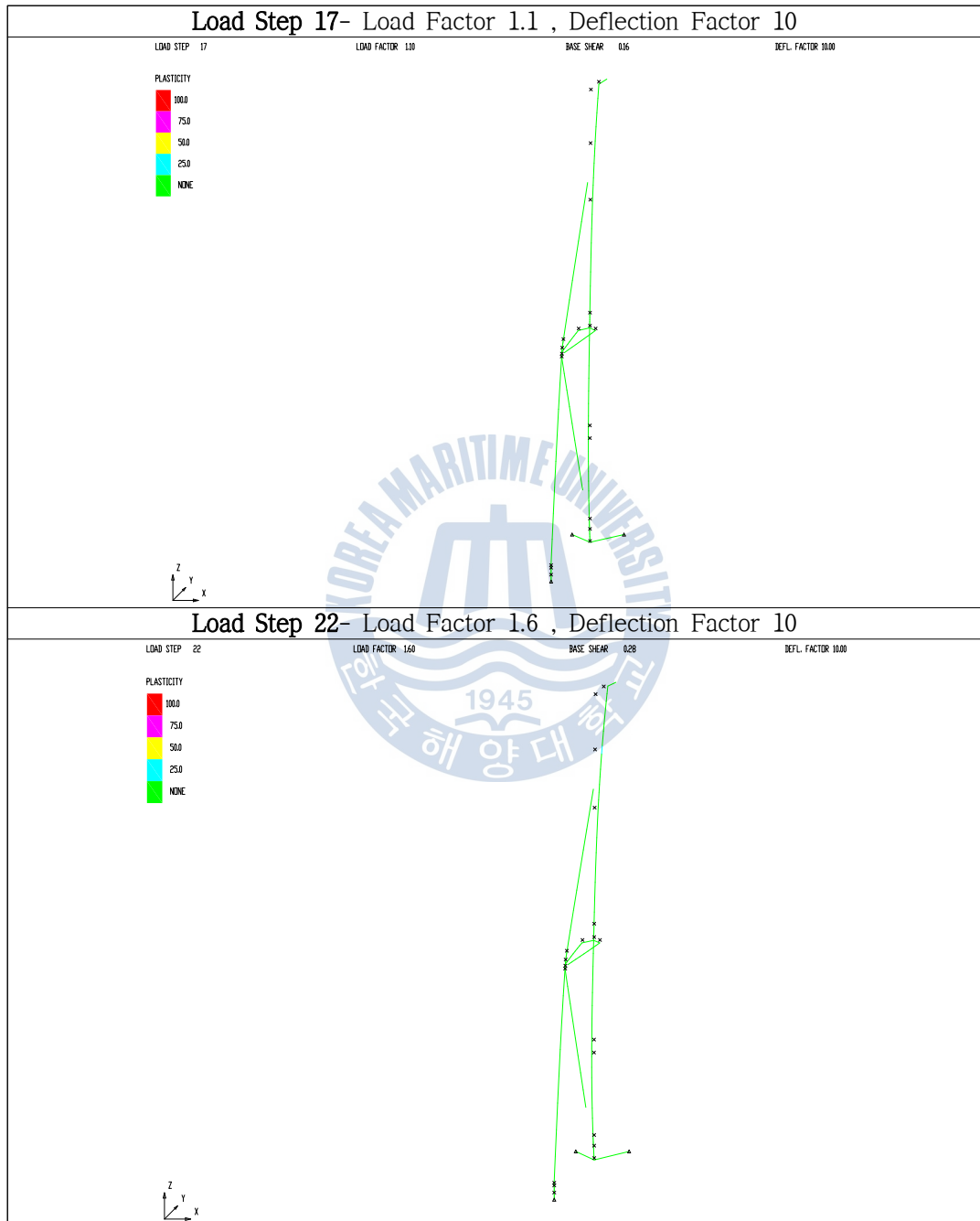


Table C4 Plot of Plasticity for Type A(Continue)

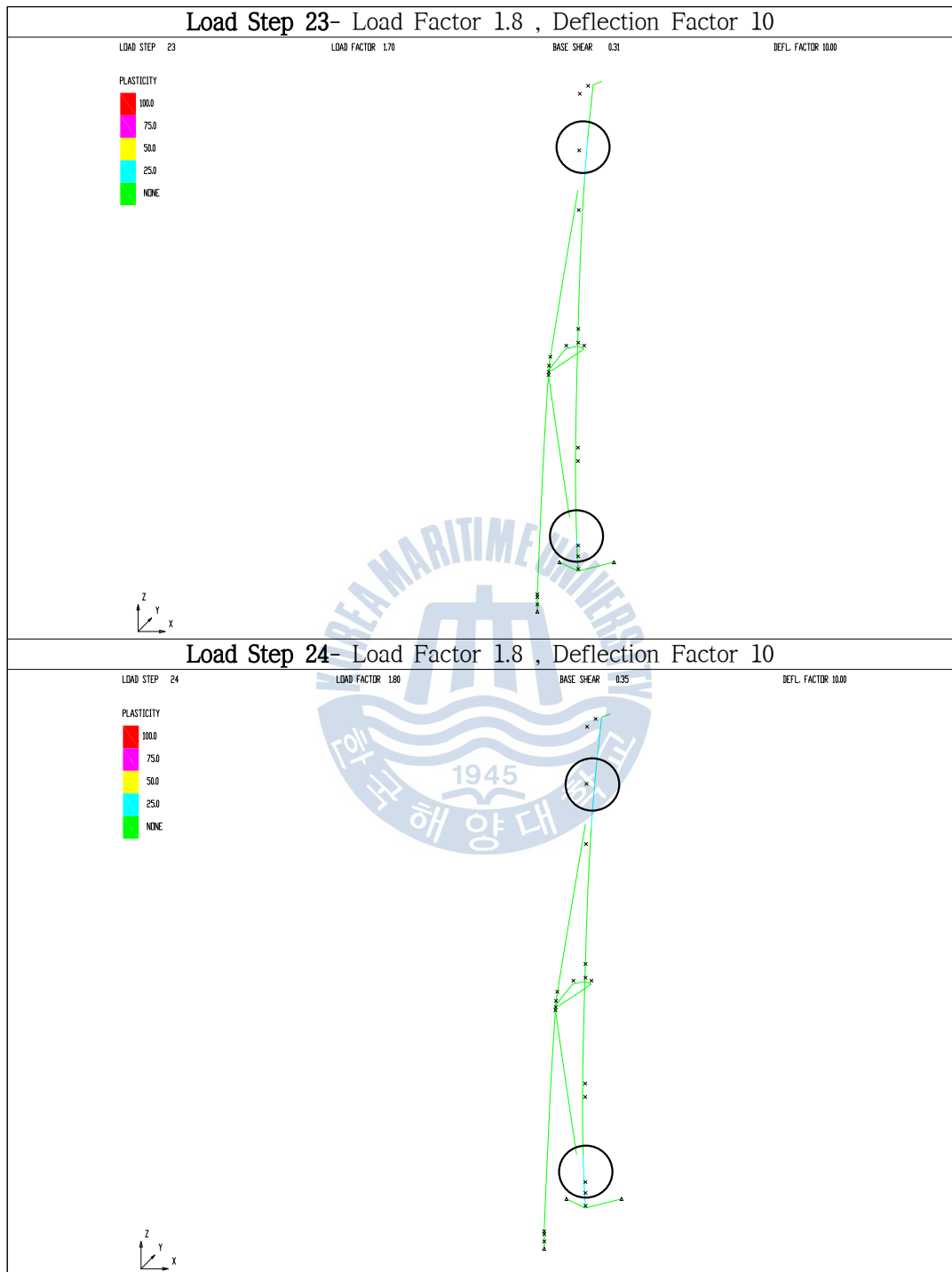
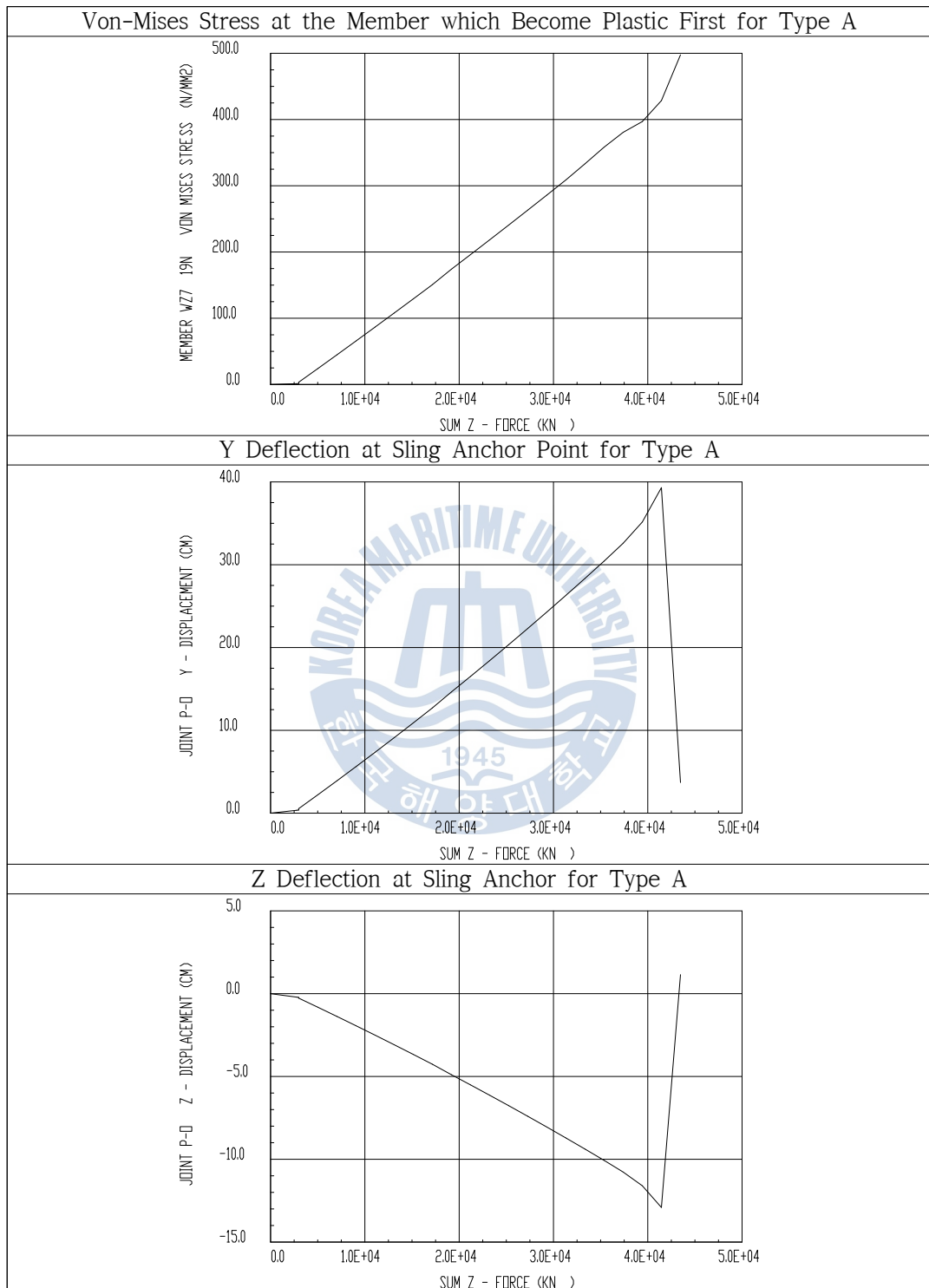


Table C5 Graph of Von-Mises Stress



부록 D Overhang Length Check

D.1 검토목적

부유식 해양구조물은 해상에 떠있기 때문에 자중에 대한 부력은 부유식해양 구조물 바닥면을 균등하게 작용할 것이며 큰 파랑이 발생하더라도 수직하중이 큰 차이 없이 분포할 것이다. 하지만 육상에서 제작될 해양구조물의 경우 지점 부에 수직 하중이 집중하므로 달라진 조건에 대한 검토가 필수적이다.

이러한 응력집중을 감소시키기 위해 Fig. D1의 스킴드 슈에는 유압잭이 설치되어 균등한 하중이 해양구조물에 작용하도록 설계하여야 한다. 또한 반잠수식 해양구조물과 같이 운송선의 폭보다 큰 폭을 가지는 구조물의 경우 오버행을 불가피 하므로 오버행의 길이 결정을 육상에서 건조될 해양구조물의 안전성을 확보하도록 검토하는 하여야 한다.

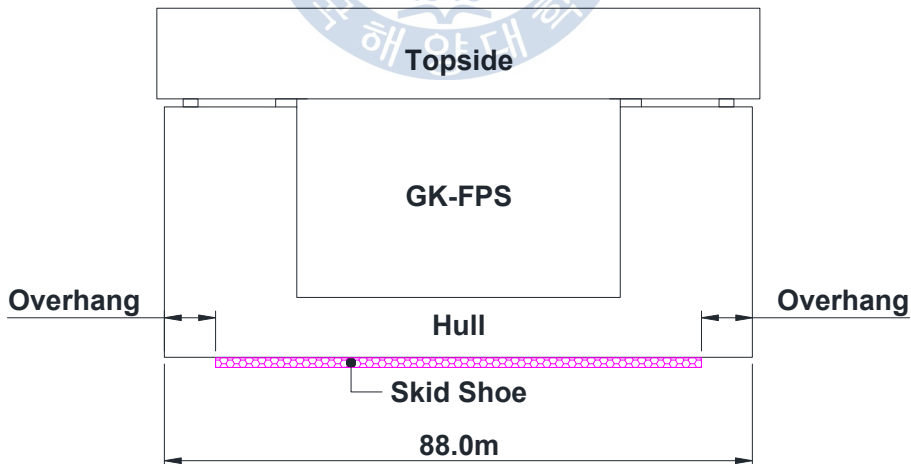


Fig. D1 Length of Overhang

D.2 Overhang Length 검토

D.2.1 해석방법

운송선의 폭보다 더 긴 해양구조물의 경우 선적과 운송중 구조물의 오버행 길이를 결정하는 것이 매우중요하다. 본 논문에서 이와 관련하여 스킵 슈의 길이를 결정하기 위해 Table D1과 같이 스킵 슈의 길이를 해양구조물의 전체 길이, 72m, 68m, 60m로 가정하여 해석을 수행하였다.

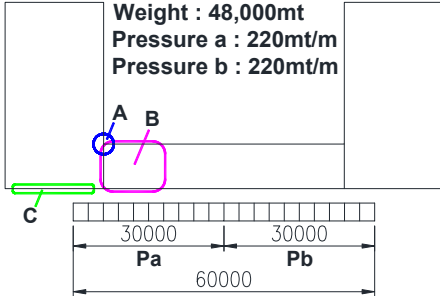
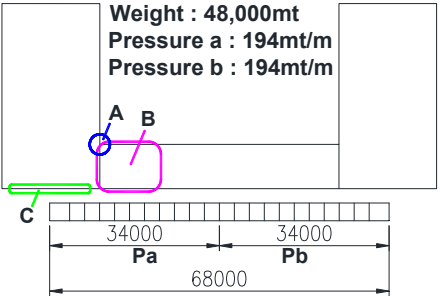
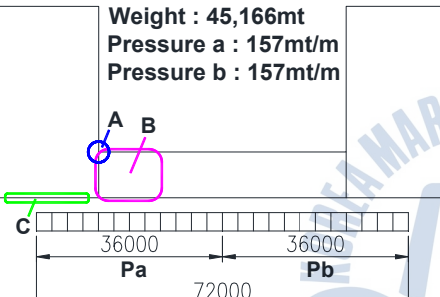
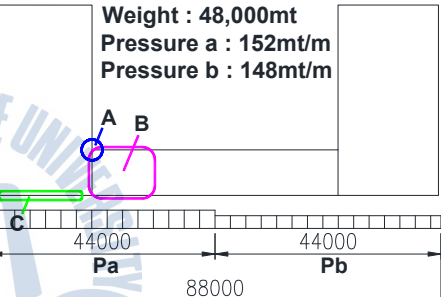
Table D1 Analysis Case with respect to Overhang Length

Case	Type	Analysis Method
Case 1	Skid Shoe Length 60m	Dead Weight : 48,000톤 Pressure : a) 200mt/m b) 200mt/m
Case 2	Skid Shoe Length 68m	Dead Weight : 48,000mt Pressure : a) 176mt/m b) 176mt/m
Case 3	Skid Shoe Length 72m	Dead Weight : 45,166mt Pressure : a) 157mt/m b) 157mt/m
Case 4	Skid Shoe Covers Full Length of FPS	Dead Weight : 48,000mt Pressure : a) 136mt/m b) 136mt/m

Table D2는 Table D1에 나타난 각 해석 종류에 따라 유압잭의 하중과 적용 위치를 나타내고 해양구조물의 구조적 안전성을 비교하기 위하여 주요특성을 잘 나타낼 수 있는 위치를 나타내었다. 이에 따른 해석결과를 Table D3, Table D4, Table D5, Table D6에서와 같이 본 미체스 결과를 나타내었다.

여기서 A위치는 기둥과 폰툰을 연결하는 브래킷으로 인장력을 받는 위치이며 B 위치는 폰툰의 측벽에 대한 응력이며 전단력을 받는 위치이다. C 위치는 노드의 바닥이며 압축력을 받는 위치이다. 이렇게 규정된 검토 위치는 선적작업 시에 취약위치 이므로 해석결과를 상세하게 검토하여 문제 여부를 판단하여야 한다.

Table D2 Configuration of Case for Overhang

<p>Case 1 (Skid Length 60m)</p>  <p>Weight : 48,000mt Pressure a : 220mt/m Pressure b : 220mt/m</p> <p>30000 30000 Pa Pb 60000</p>	<p>Case 2 (Skid Length 68m)</p>  <p>Weight : 48,000mt Pressure a : 194mt/m Pressure b : 194mt/m</p> <p>34000 34000 Pa Pb 68000</p>
<p>Case 3 (Skid Length 72m)</p>  <p>Weight : 45,166mt Pressure a : 157mt/m Pressure b : 157mt/m</p> <p>36000 36000 Pa Pb 72000</p>	<p>Case 4 (Full Length 88m)</p>  <p>Weight : 48,000mt Pressure a : 152mt/m Pressure b : 148mt/m</p> <p>44000 44000 Pa Pb 88000</p>

Note : Check Point A – Bracket Between Column and Pontoon

Check Point B – Outer shell of Pontoon

Check Point C – Keel Plate of Column

D.2.2 Von-Mises Stress

Table D3 Von-Mises Stress of Case 1

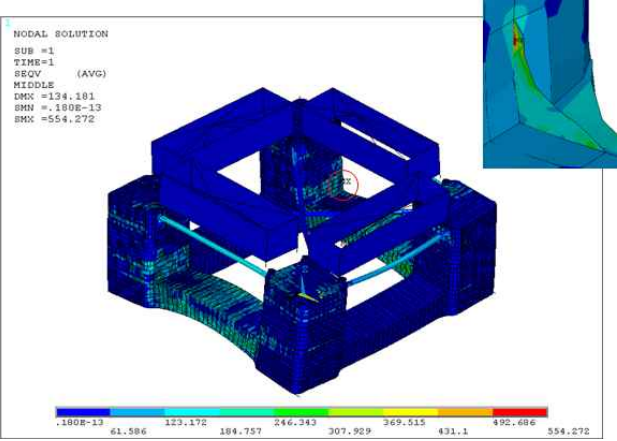
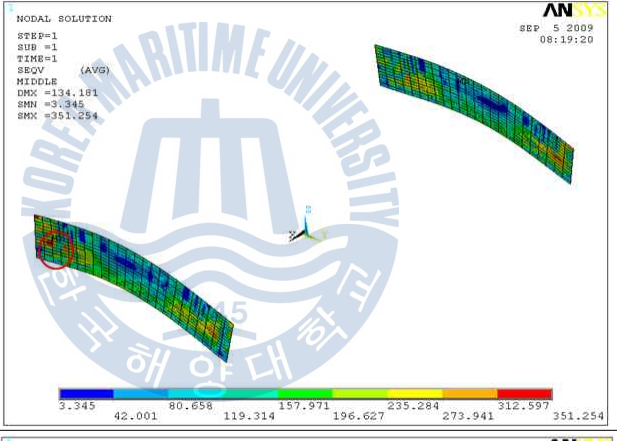
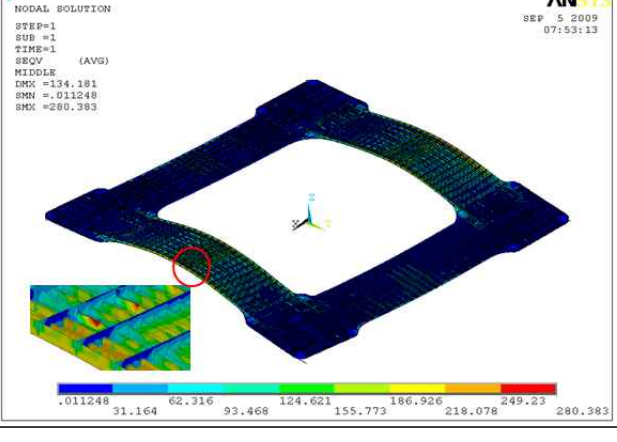
<p>Point A</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>554MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.181 SMN =.180E-13 SMX =554.272</p> <p>1.80E-13 61.586 123.172 184.757 246.343 307.929 369.515 431.1 492.686 554.272</p>
<p>Point B</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>351MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.181 SMN =3.345 SMX =351.254</p> <p>3.345 42.001 80.658 119.314 157.971 196.627 235.284 273.941 312.597 351.254</p> <p>AN SEP 5 2009 08:19:20</p>
<p>Point C</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>280MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.181 SMN =.011248 SMX =280.383</p> <p>.011248 31.164 62.316 93.468 124.621 155.773 186.926 218.078 249.23 280.383</p> <p>AN SEP 5 2009 07:53:13</p>

Table D4 Von-Mises Stress of Case 2

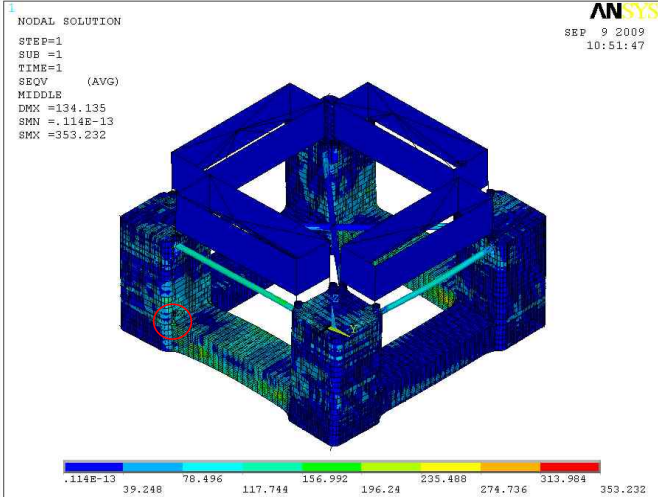
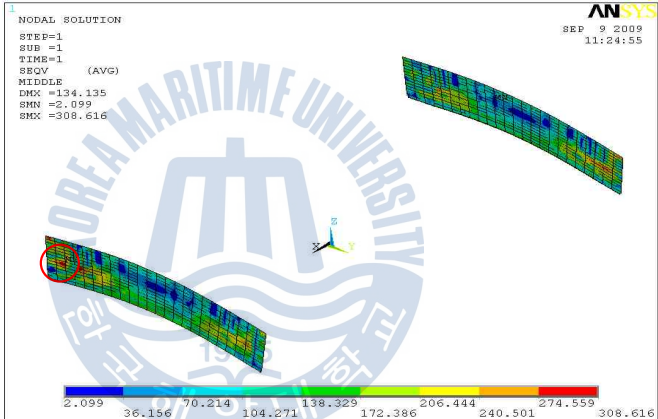
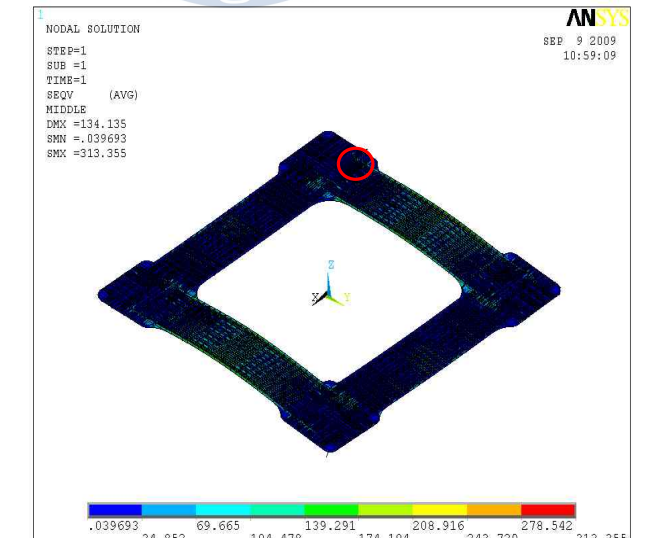
<p>Point A Maximum of Plate Von-Mises Stress 353MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.135 SMN =.114E-13 SMX =353.232</p> <p>SEP 9 2009 10:51:47</p> <p>ANSYS</p> <p>Color scale values: .114E-13, 39.248, 78.496, 117.744, 156.992, 196.24, 235.488, 274.736, 313.984, 353.232</p>
<p>Point B Maximum of Plate Von-Mises Stress 309MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.135 SMN =2.099 SMX =308.616</p> <p>SEP 9 2009 11:24:55</p> <p>ANSYS</p> <p>Color scale values: 2.099, 36.156, 70.214, 104.271, 138.329, 172.386, 206.444, 240.501, 274.559, 308.616</p>
<p>Point C Maximum of Plate Von-Mises Stress 313MPa</p>	 <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =134.135 SMN =.039693 SMX =313.355</p> <p>SEP 9 2009 10:59:09</p> <p>ANSYS</p> <p>Color scale values: .039693, 34.852, 69.665, 104.478, 139.291, 174.104, 208.916, 243.729, 278.542, 313.355</p>

Table D5 Von-Mises Stress of Case 3

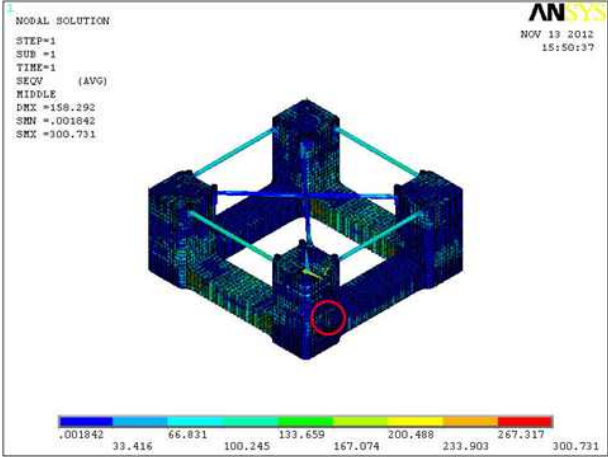
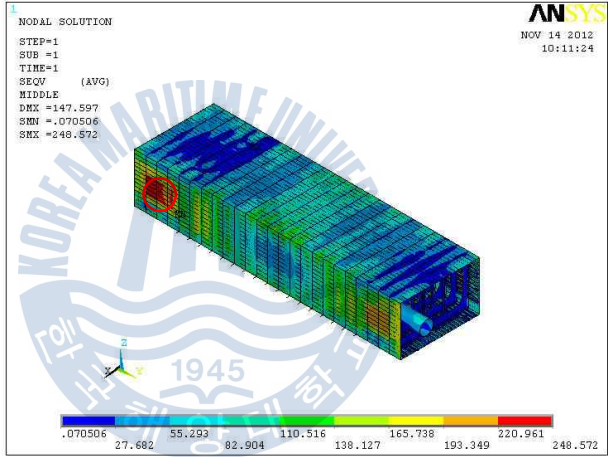
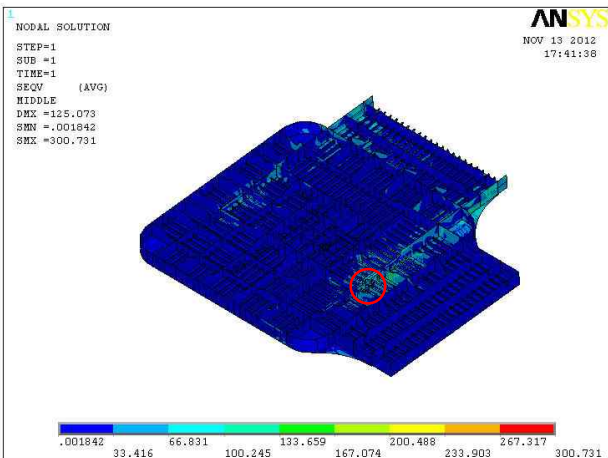
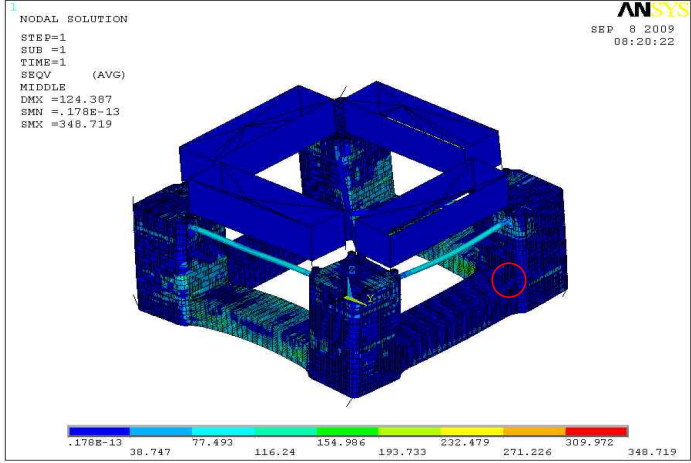
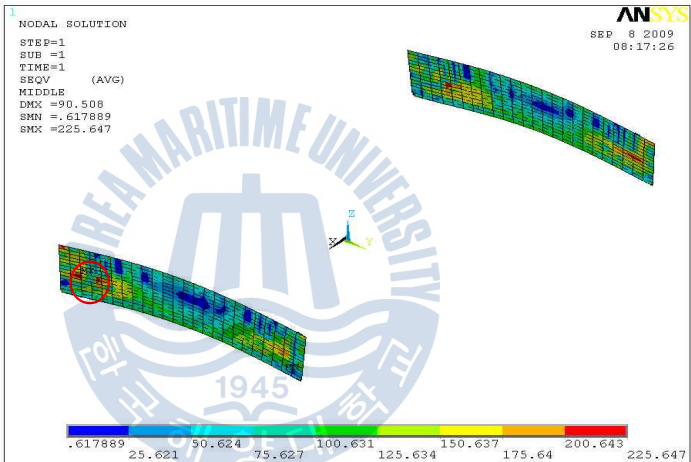
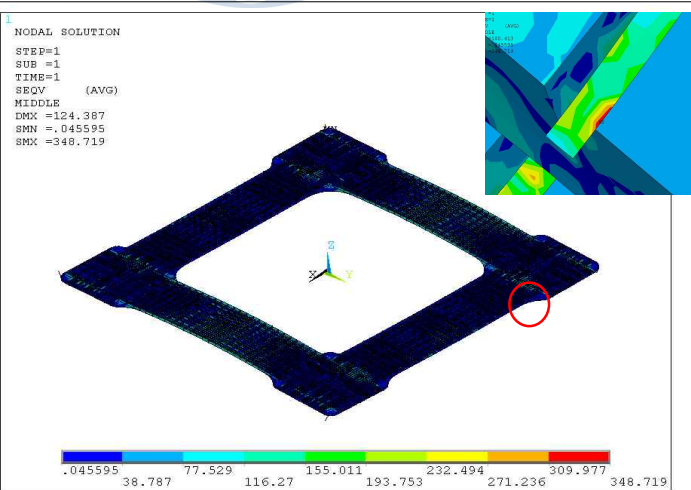
<p>Point A</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 301MPa</p>	 <p>ANSYS NOV 13 2012 15:50:37</p> <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =158.292 SMN =.001842 SMX =300.731</p> <p>0.001842 33.416 66.831 100.245 133.659 167.074 200.488 233.903 267.317 300.731</p>
<p>Point B</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 249MPa</p>	 <p>ANSYS NOV 14 2012 10:11:24</p> <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =147.597 SMN =.070506 SMX =248.572</p> <p>0.070506 27.682 55.293 82.904 110.516 138.127 165.738 193.349 220.961 248.572</p>
<p>Point C</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress 301MPa</p>	 <p>ANSYS NOV 13 2012 17:41:38</p> <p>NODAL SOLUTION STEP=1 SUB =1 TIME=1 SEQV (AVG) MIDDLE DMX =125.073 SMN =.001842 SMX =300.731</p> <p>0.001842 33.416 66.831 100.245 133.659 167.074 200.488 233.903 267.317 300.731</p>

Table D6 Von-Mises Stress of Case 4

<p>Point A</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>349MPa</p>	<div><div><div>1</div><div>NODAL SOLUTION</div><div>STEP=1</div><div>SUB =1</div><div>TIME=1</div><div>SEQV (AVG)</div><div>MIDDLE</div><div>DMX =124.387</div><div>SMN =.178E-13</div><div>SMX =348.719</div></div><div><div>ANSYS</div><div>SEP 8 2009</div><div>08:20:22</div></div><div></div></div>
<p>Point B</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>226MPa</p>	<div><div><div>2</div><div>NODAL SOLUTION</div><div>STEP=1</div><div>SUB =1</div><div>TIME=1</div><div>SEQV (AVG)</div><div>MIDDLE</div><div>DMX =90.508</div><div>SMN =.617889</div><div>SMX =225.647</div></div><div><div>ANSYS</div><div>SEP 8 2009</div><div>08:17:26</div></div><div></div></div>
<p>Point C</p> <p>Maximum of Plate Von-Mises Stress</p> <p>349MPa</p>	<div><div><div>3</div><div>NODAL SOLUTION</div><div>STEP=1</div><div>SUB =1</div><div>TIME=1</div><div>SEQV (AVG)</div><div>MIDDLE</div><div>DMX =124.387</div><div>SMN =.045595</div><div>SMX =348.719</div></div><div><div>ANSYS</div><div>SEP 8 2009</div><div>08:17:26</div></div><div></div></div>

D.2.3 Summary of Von-Mises Stress

다음 Table D7와 Fig. D2은 각각의 케이스에 따른 결과 정리를 나타낸다. 그리고 Case 3으로 최종 스킵드 슈의 길이를 결정하였으며, 스킵드 슈의 길이가 짧을수록 상부구조물에서 기둥으로 떨어지는 하중으로 인해 인장력(Point A)과 전단력(Point B)이 증가되고 있으며 길이가 길어지면 압축력(Point C)이 증가 되는 것으로 판단되어 72m의 스킵드 슈 길이로 결정하여 GK-FPS 프로젝트를 성공적으로 수행하였다.

Table D7 Summary of Von-Mises Stress

Case		Check Point A (At Bracket)	Check Point B (At Outer Shell)	Check Point C (At Keel Plate)	적용
Case 1	60m	554 MPa	351 MPa	280 MPa	
Case 2	68m	353 MPa	309 MPa	313 MPa	
Case 3	72m	301 MPa	249 MPa	301 MPa	●
Case 4	Full	349 MPa	226 MPa	349 MPa	

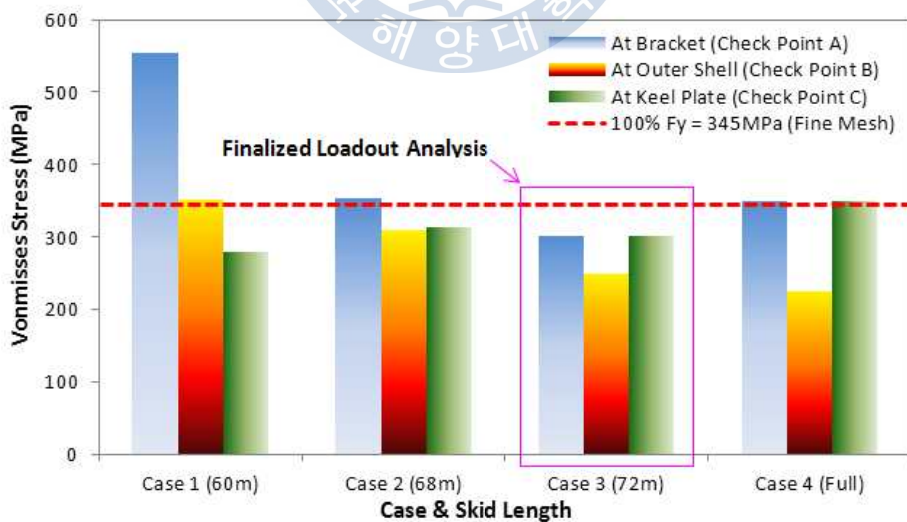


Fig. D2 Von-Mises Stress Comparison of Overhang Length

부록 E Mooring Arrangement for GK-FPS

E.1 Step 1 (Mooring Arrangement during Loadout)

다음 Fig. E1은 선적하기 전의 계류상태를 나타낸 것으로 총 계류 라인은 16개와 보조라인 5개로 구성되어 있다. 대형해양구조물은 선적까지 1~2일이 소요될 것이라 예상하여 작업(운영)조건으로 분리하여 제한된 환경조건으로 동적해석을 MOSES로 수행하여 Fig. E1과 같이 16개 라인을 결정하였다.

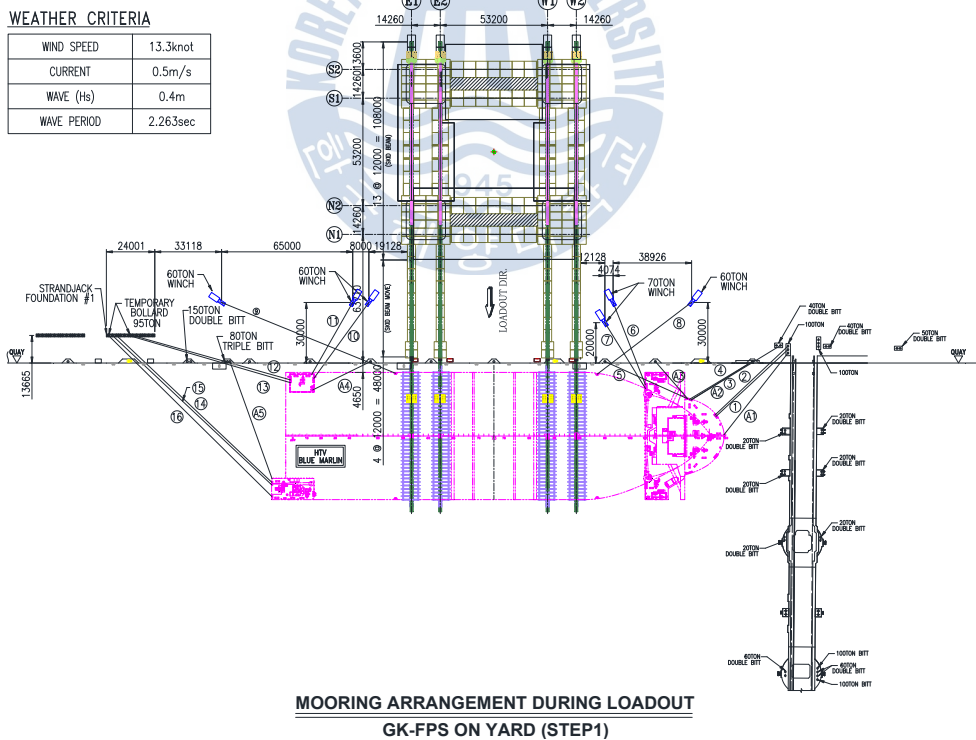


Fig. E1 Mooring Arrangement during Loadout

E.2 Step 2 (Mooring Arrangement after Loadout)

다음 Fig. E2는 선적 한 후의 계류상태를 나타낸 것으로 총 계류 라인은 선적 전의 계류라인과 동일한 16개와 보조라인 5개로 구성되어 있다. 본 직접연결공법은 안벽과 운송선에 방충재가 없으므로 현 상태는 스페이서(Spacer) 바지를 방충재 대신 적용하기 전까지의 상태이며 즉 Outtrigger와 육상 스키드 빔의 연결로 계류되어야 하는 기간이며 1~2일 소요될 것이라 예상하여 제한된 환경조건 상태로 계류라인의 Fig. E2와 같이 개수를 선정하였다.

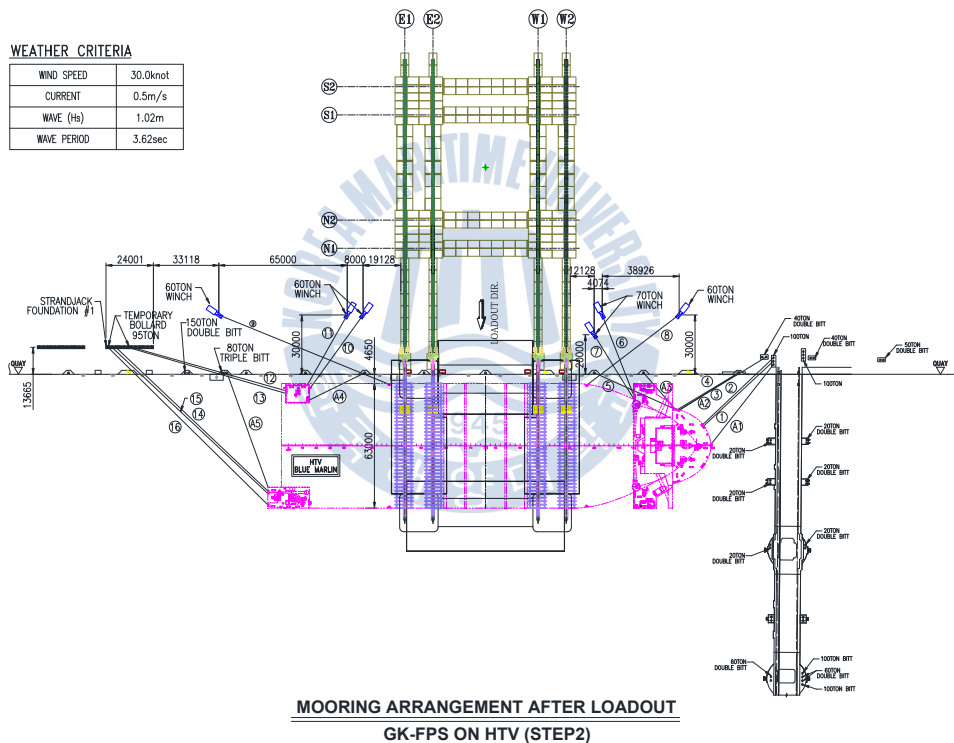


Fig. E2 Mooring Arrangement after Loadout

E.3 Step 3 (Spacer Barge Insertion)

다음 Fig. E3은 육상구조물을 선적한 후 방충재를 대신하여 스페이서 바지를 안벽과 운송선 사이에 위치시킨 상태로 운송준비를 수행하는 단계이며 작업시간이 필요할 것으로 예상되므로 생존조건으로 고려하여 10년 빈도의 환경조건을 고려하여 계류라인을 Fig. E3와 같이 선정하였다.

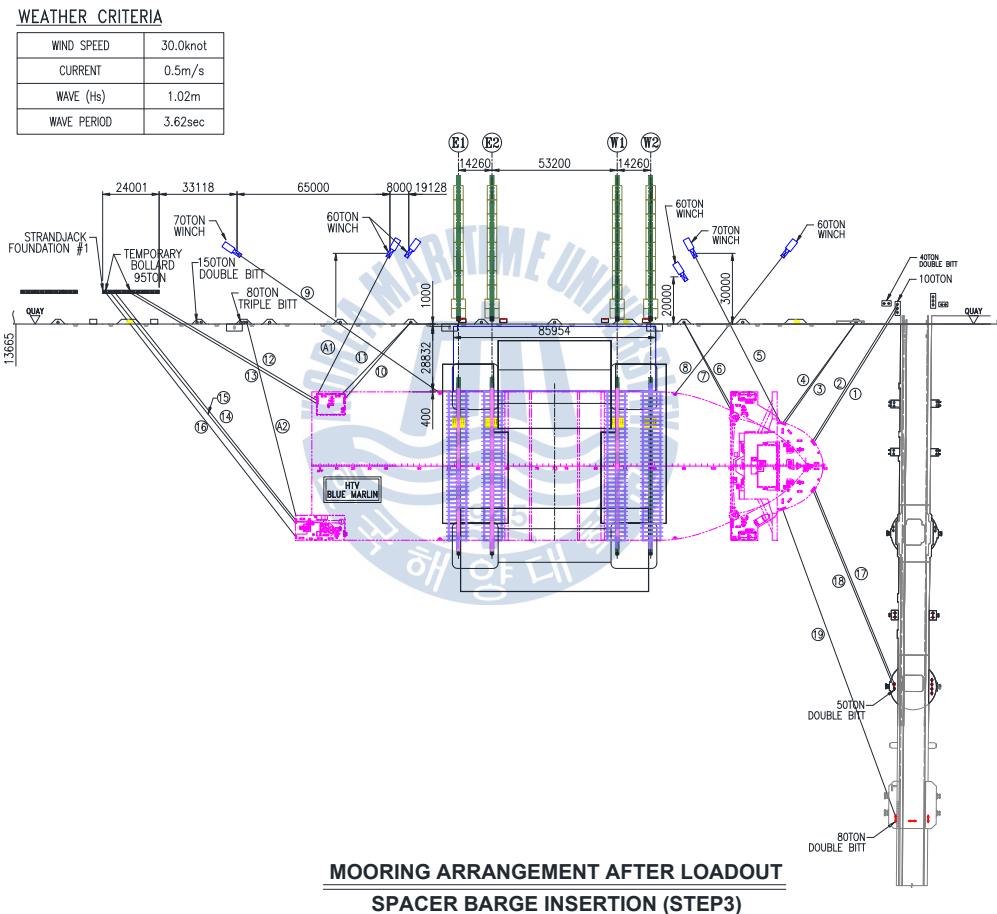


Fig. E3 Mooring Arrangement after Loadout - Spacer Barge Insertion

E.4 Step 4 (Buoyancy Tank Insertion)

다음 Fig. E4는 운송선 Dockwise의 운송선(Blue Marlin)의 침수흡수를 GK-FPS를 부양하기 위한 충분한 침수흡수로 만들기 위해 추가의 부력탱크를 GK-FPS 밑과 운송선 상판 사이에 위치하도록 하는 단계이며 작업시간이 하루 미만으로 작업(운영)조건으로 구분하여 제한된 환경조건으로 계류라인의 배치를 Fig. E4와 같이 산정하였다.

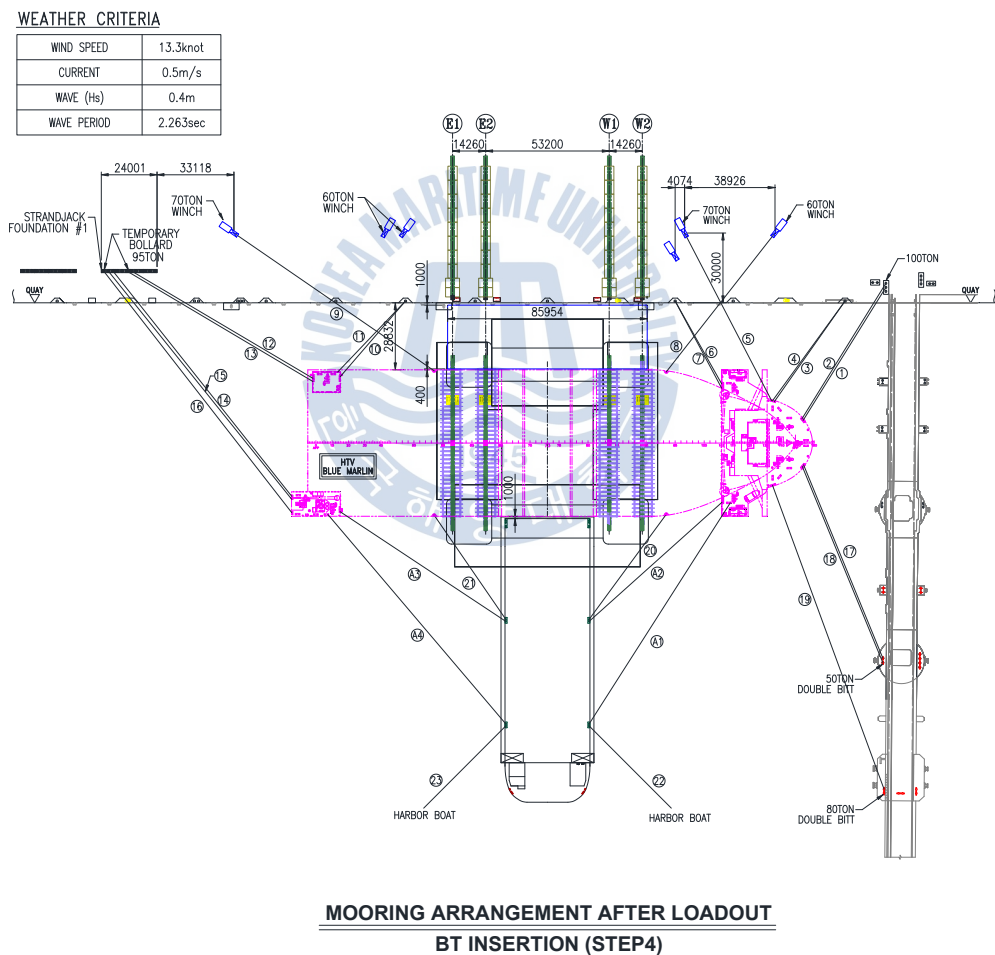


Fig. E4 Mooring Arrangement after Loadout – BT Insertion

부록 F Preload Test Analysis

F.1 연구목적

수퍼리프팅 구조물은 육상에서 건조될 해양구조물의 최종 조립을 위해서 상부구조물을 인양하기 위한 구조물이다. 따라서 수퍼리프팅 구조물 자체의 안전성 검토를 상부구조물 인양하기 전에 반드시 수행하여야 한다. 하지만 수퍼리프팅의 이름과 같이 무거운 하중을 인양하여야 하므로 자체구조물을 검토하기 위해 실제로 인양하여야 할 상부구조물을 사용하여야 한다. 이러한 경우 상부구조물 인양시의 조건과 많이 상이하기 때문에 상부구조물의 구조적 안전성 검토와 안정성 검토를 별도로 수행하여 추가 보강이 발생하지 않도록 수퍼리프팅의 하중시험방법(Preload Test)을 수립하여야 한다. 따라서 본 논문에서는 수퍼리프팅 구조물과 상부구조물을 하중시험을 안전하게 수행하도록 여러 가지방법으로 검토하였으며 최적 안을 제안하고자 하며 Fig. F1은 해석에 적용된 상부구조물중 가장 무거운 South Module을 보여준다. 인양될 구조물의 구조적 안전성은 SACS 5.3 V8로 평가하였다.

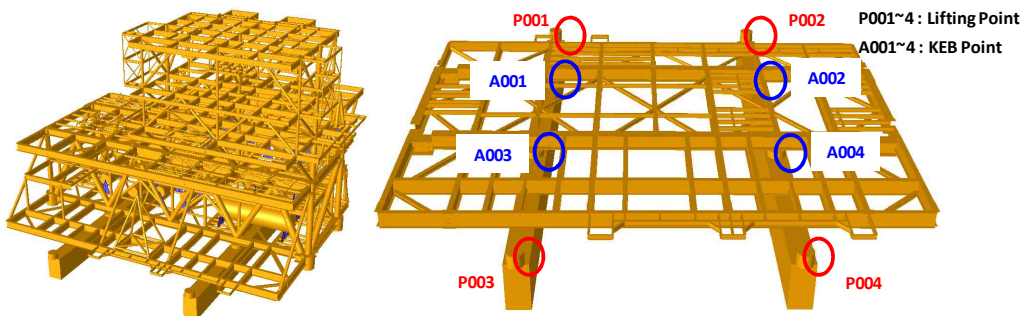


Fig. F1 South Module of Topside

F.2 슈퍼리프팅 구조물의 하중시험 방법

수퍼리프팅 구조물의 구조적 안전성 검토를 위하여 실제 예상되는 인양무게의 110%를 적용하였으며 여기서 증가된 10%는 불확실한 무게중심과 무게, 동적영향 등을 포함하는 것으로 하였다.

인양될 구조물의 구조적 안전성 검토를 위해 상부구조물의 제작지지대(Fabrication Support)는 압축력만 받는 가상의 부재로 모델하여 해석을 수행하였다. 하중시험시의 적용하중은 Fig. F2에서와 같이 2개의 리프팅 빔의 양 끝단에 위치한 슬링위치(Sling Point) 중에서 테스트 될 위치는 실제 요구되는 하중의 110%를 적용하고 나머지 슬링위치는 예상되는 인양하중에 0%, 50%, 75%를 적용하여 초기 장력 변화에 따른 인양될 상부구조물의 구조적 안전성을 검토하였다.

단 하중시험이 되지 않는 슬링위치는 높이가 변하지 않는 것을 가정하였으며 실제 하중시험이 수행될 때에도 모니터링 하여 그 위치를 유지하여야 한다.

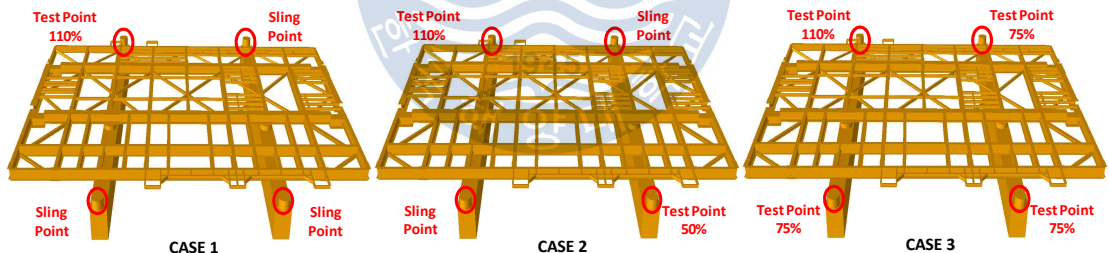


Fig. F2 Case of Preload Test for Superlifting Structure

Table F1과 같이 하중시험방법에 따른 상부구조물의 UC를 검토해본 결과, 슬링의 초기 인장력이 증가할수록 구조적으로 안전하며 비대칭 하중적용으로 인한 KEB의 탈락 현상을 방지할 수 있으므로 Case3 (1 Point : 110% Test Load, 3 Points : 75% 초기장력 적용) 방법을 이용하여 하중시험을 수행하여야 한다.

Table F1 UC Value With Respect To Preload Test

하중시험 방법	하중시험 Step	Lifting Force				Member UC
		P001	P002	P003	P004	
CASE 1 (One Point Lifting)	1	110%	-	-	-	0.84
	2	-	110%	-	-	1.05
	3	-	-	110%	-	0.78
	4	-	-	-	110%	0.88
CASE 2 (Two Point Lifting)	1	110%	-	-	50%	0.78
	2	-	110%	50%	-	0.95
	3	-	50%	110%	-	0.81
	4	50%	-	-	110%	0.89
CASE 3 (4 Point Lifting)	1	110%	75%	75%	75%	0.75
	2	75%	110%	75%	75%	0.94
	3	75%	75%	110%	75%	0.77
	4	75%	75%	75%	110%	0.87

F.3 해석방법

Table F1의 UC 값은 수퍼리프팅 구조물의 하중시험시의 인양되는 상부구조물의 UC 값이며 해석방법은 Table F2와 같이 4가지 단계로 나누어 진행하여야 한다.

Table F2 Step of Analysis for Preload Test

Step	Test Condition	Analysis Method
Step 1	75% Load Apply	Apply 75% Lifting Force at 2 sling points of each lifting beams
Step 2	Permanent Setting	Apply permanent displacement at ends of each lifting beams as much as calculated displacement in Step1 except test point.
Step 3	Preload Test Load Apply	Increase test load gradually like 80%, 90%, 100%, 110% at test point
Step 4	Normalization or Reinforcing	Check the integrity of Topside based on the final test load (110%) and reinforce or normalize if required.

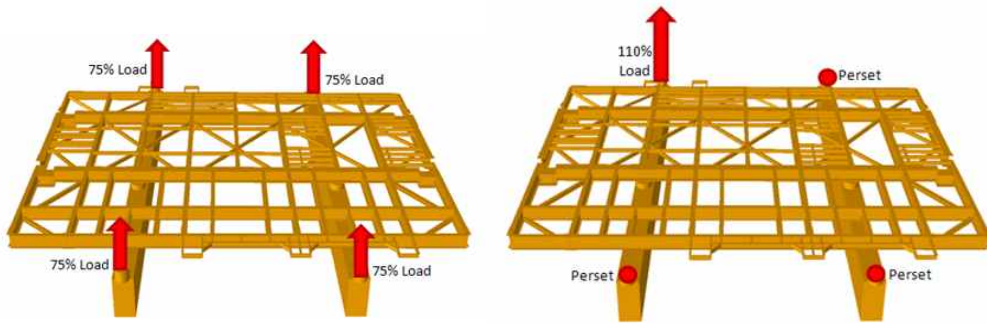


Fig. F3 Analysis Method for Preload Test

F.3 하중시험방법 결론

2012년 3월 수퍼리프팅 구조물의 실제 하중시험은 예상되는 시험하중, 즉 110%의 시험하중을 적용하지 못하고 상부구조물의 안전/안정성 때문에 KEB의 위치가 떨어지기 직전까지 하중시험을 수행하였다.

이 결과는 실제로 예상했던 상부구조물의 무게가 실제하중보다 적었기 때문에 발생한 것으로 Table F3과 같이 해석하중, 실제시험하중, 110%*실제하중의 비교로 알 수 있다. 즉 해석하중 > 실제시험하중 > 110%*실제하중 보다 크므로 실제로 110% 이상의 하중시험이 실시된 것이다.

따라서 리프팅 빔의 KEB의 위치가 떨어지기 직전까지 하중시험을 수행하는 것이 타당하므로 상부구조물의 안전/안정성을 위하여 KEB를 수퍼리프팅 구조물 하중 시험시에 반드시 모니터링 하여야 한다.

Table F3 Comparison of Preload test and Actual applied load

Test 위치	Strand Jack Capa	해석하중	실제시험하중	110% * 실제하중
P001	22,485 kN	16,712 kN	16,854 kN	15,127 kN
P002	29,705 kN	28,353 kN	27,005 kN	25,517 kN
P003	22,485 kN	14,415 kN	14,446 kN	13,423 kN
P004	29,705 kN	24,427 kN	24,150 kN	22,084 kN

부록 G Twist Analysis

G.1 연구목적

일반적으로 대형해양구조물의 육상 조립을 위해 수퍼리프팅을 수행하는 경우 수퍼리프팅 구조물이 튼튼하게 설치되어있으며 안전하게 작업 가능할 것으로 쉽게 판단할 수 있다. 그 이유는 4개의 슬링으로 상부구조물 인양하므로 일반적인 크레인 인양시보다 안전/안정하기 때문이다. 하지만 국내외 시방서나 설계 기준서에서는 작업수행 또는 설계를 위한 안전기준이 확립되어 있지 않기 때문에 본 연구에서는 수퍼리프팅 구조물을 이용한 인양시의 안전기준을 수립하기 위해 Fig. G1과 같이 스트랜드 잭이 설치되는 리프팅 빔의 양 끝단에 강제변위를 상부구조물의 UC 1.0에 다다를 때까지 증가시켜, 이때의 KEB 위치의 변위로 상부구조물의 허용 비틀림을 산정하였다. 또한 수퍼리프팅 구조물의 운영성 및 기능성을 근거로 작업가능 여부를 판단하여 상부구조물의 추가 보강여부를 결정하였다. 여기서 비틀림은 산정방법은 Fig. G1에서 제시하고 있는 식을 이용하였다.

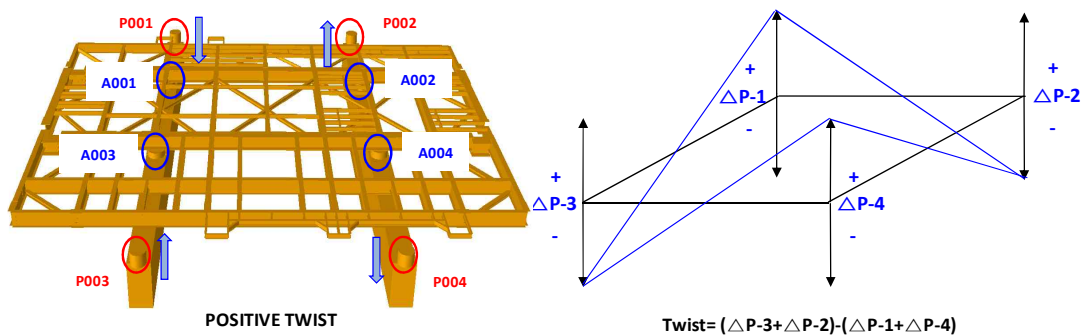


Fig. G1 Twist Analysis

G.2 상부구조물 Twist의 정의

보통 2~3일 동안 이루어지는 수퍼리프팅 작업을 위해서는 작업안전조건 수립이 무엇보다 중요하다. 즉 상부구조물의 비틀림 정도로 상부구조물과 수퍼리프팅 구조물의 안전성 평가가 가능하므로 비틀림의 한계조건을 수립하여 안전성을 확보하여야 한다.

따라서 상부구조물 비틀림의 정의는 KEB위치에의 변위 값에 대한 비틀림이며 Fig. G4를 근거로 식 (G1)으로 계산할 수 있다. 여기서 Fig. G2와 Fig. G3는 비틀림의 방향과 하중적용위치를 나타낸다.

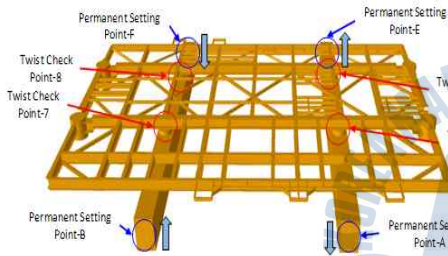


Fig. G2 Positive Twist

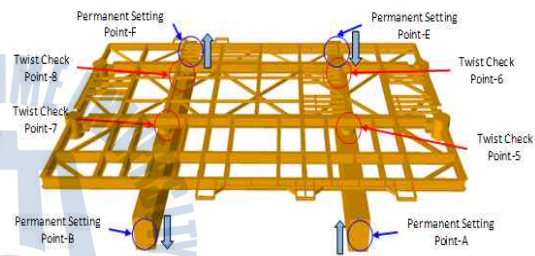


Fig. G3 Negative Twist

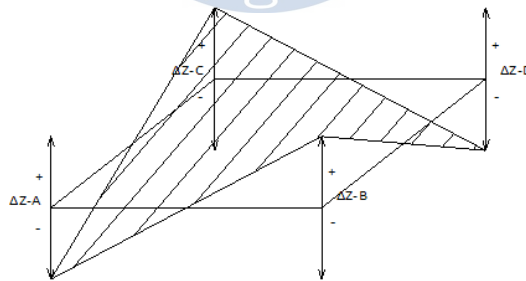


Fig. G4 Configuration of Twist

$$Twist = (\Delta_{Z-A} + \Delta_{Z-D}) - (\Delta_{Z-C} + \Delta_{Z-B}) \quad (G1)$$

G.3 Twist Analysis 방법

상부구조물의 비틀림 해석은 Table G1과 같은 순서로 진행하였다. 여기서 1.33 허용응력증가는 수퍼리프팅 작업의 정지조건에 대한 비틀림 값을 계산하기 위한 값이다.

Table G1 Step of Twist Analysis

Step	Condition	Analysis Method
Step 1	Calculation of Couple Force	Calculate coupling force to apply twist moment
Step 2	Apply Couple Force	Apply the coupling force in -(Negative) and +(Positive) direction
Step 3	Twist Analysis	Find twist value of topside when maximum UC value reaches to 1.0 and 1.33
Step 4	Normalization or Reinforcing	As shown in Table G2, evaluate whether the twist value is practical or not. if required, normalize and reinforce the weak member

G.4 Twist 허용조건

Table G2와 같이 운영조건과 정지조건에 대한 허용 비틀림 값을 구조물의 안전성을 근거로 계산하였다.

Table G2 Twist Limit of Positive and Negative

Twist 방향	Positive Twist Limit		Negative Twist Limit	
Allowable Stress Increase	1.33	1.00	1.00	1.33
Allowable Twist	84.2mm	45.9mm	-56.9mm	-81.4mm
Condition	Stop Condition	Operating Condition	Operating Condition	Stop Condition

G.5 Twist 해석결과 검증

비틀림의 값은 상부구조물과 리프팅 빔을 연결하는 KEB 위치에서 검토하여 운영조건과 정지조건을 허용응력 1.0, 1.33으로 증가시켜 비틀림 제한 값을 산정하였다.

2012년 3월 수퍼리프팅시에 짧게는 30cm, 길게는 1.5m 인양마다 수퍼리프팅 구조물을 정지하여 상부구조물의 각각의 비틀림을 검토하였으며 검토 여부에 따라 비틀림 제한 값을 초과하지 않기 위해 스트랜드의 길이를 보정하면서 수퍼리프팅을 성공적으로 수행하였다. Fig. G5과 Fig. G6 실측된 결과와 설계조건을 비교였다.

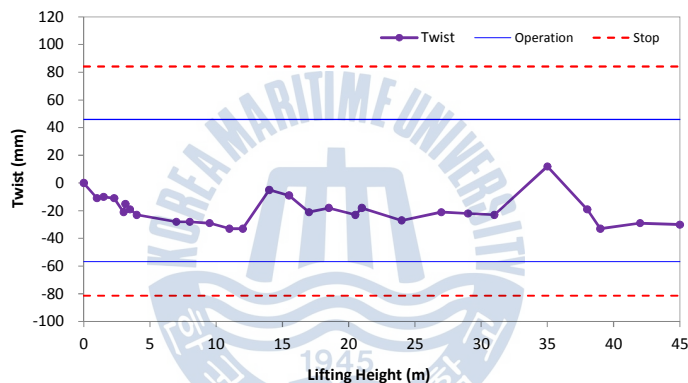


Fig. G5 Twist with respect to Superlifting Height

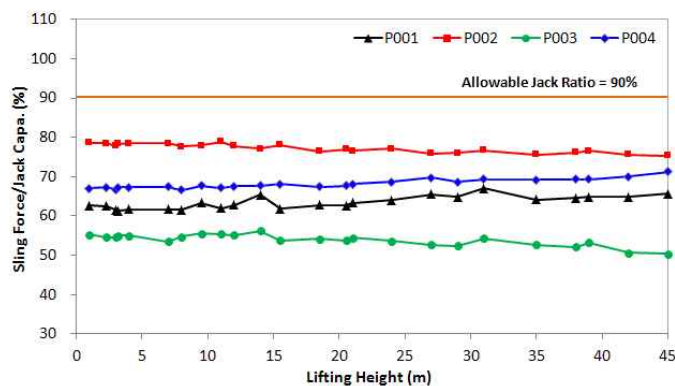


Fig. G6 Jack Ratio with respect to Superlifting Height

부록 H GK-FPS Picture






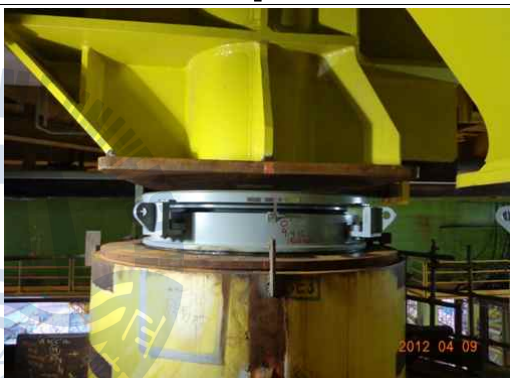


H.1 Superlifting Operation

<p>Step 1</p> 	<p>Step 2</p> 
<p>Step 3</p> 	<p>Step 4</p> 
<p>Step 5</p> 	<p>Completion (Lift height 45.5m)</p> 

H.2 Side Skidding Operation



H.3 Mating Structure

<p>Step 1</p> 	<p>Step 2</p> 
<p>Step 3</p> 	<p>Step 4</p> 
<p>Step 5</p> 	<p>Completion (Mating Point 8nos.)</p> 

H.4 Loadout Operation

<p data-bbox="374 258 454 291">Step 1</p> 	<p data-bbox="902 258 982 291">Step 2</p> 
<p data-bbox="374 676 454 709">Step 3</p> 	<p data-bbox="902 676 982 709">Step 4</p> 
<p data-bbox="374 1093 454 1126">Step 5</p> 	<p data-bbox="879 1093 1012 1126">Completion</p> 